



Université du Québec
à Rimouski

Modélisation et simulation des effets du givrage sur les performances aérodynamiques des éoliennes

Thèse présentée
dans le cadre du programme de doctorat en ingénierie
en vue de l'obtention du grade de Philosophiæ Doctor (Ph.D.)

PAR
© FAHED MARTINI

Mars 2022

Composition du jury :

Abderrazak El Ouafi, président du jury, UQAR

Adrian ILINCA, directeur de recherche, UQAR

Mohamed Yasser HAYYANI, examinateur interne, UQAR

Oloufemi FAKOREDE, examinateur externe, Reflex Photonics

Dépôt initial le 23 août 2021

Dépôt final le 18 mars 2022

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI
Service de la bibliothèque

Avertissement

La diffusion de ce mémoire ou de cette thèse se fait dans le respect des droits de son auteur, qui a signé le formulaire « *Autorisation de reproduire et de diffuser un rapport, un mémoire ou une thèse* ». En signant ce formulaire, l'auteur concède à l'Université du Québec à Rimouski une licence non exclusive d'utilisation et de publication de la totalité ou d'une partie importante de son travail de recherche pour des fins pédagogiques et non commerciales. Plus précisément, l'auteur autorise l'Université du Québec à Rimouski à reproduire, diffuser, prêter, distribuer ou vendre des copies de son travail de recherche à des fins non commerciales sur quelque support que ce soit, y compris Internet. Cette licence et cette autorisation n'entraînent pas une renonciation de la part de l'auteur à ses droits moraux ni à ses droits de propriété intellectuelle. Sauf entente contraire, l'auteur conserve la liberté de diffuser et de commercialiser ou non ce travail dont il possède un exemplaire.

À mon fils « Adonis Martini »,

Quand j'ai fini la rédaction de cette thèse, tu avais presque 12 ans. Tu m'avais toujours impressionné avec ta manière de penser et ta philosophie de la vie. J'ai appris de toi plus que j'ai appris avec mes études. Tu étais tellement plus que je ne m'attendais à ce que tu sois. Je suis vraiment fier d'être ton père.

Avec tout l'amour que je garde pour toi, Je te dédie cette thèse.

Fahed

REMERCIEMENTS

Le travail de cette thèse de doctorat est le fruit de plusieurs formes de collaboration, de soutien et d'encouragement de la part de mon directeur de recherche, de mes collègues, de mes amis et de ma famille.

Je désire à cet égard remercier tous qui m'ont aidé à réaliser ce travail de longue haleine. Je ne pourrai tous les citer, mais je voudrais les prier d'accueillir ici tous mes sentiments de gratitude qui viennent du fond de mon cœur, en acceptant mes remerciements. Je tiens à m'excuser d'avance auprès de celles que j'aurais omis de citer.

Je tiens à remercier d'abord mon directeur de thèse, le professeur Adrian ILINCA pour son soutien, encadrement et accompagnement tout au long de ces années. Je tiens ici à saluer sa grande habileté à m'aider à surmonter les difficultés au cours de certains de mes moments difficiles et sa disponibilité malgré ses diverses occupations.

J'exprime aussi ma reconnaissance à mon co-directeur Hussein IBRAHIM, directeur de l'Institut Technologique de Maintenance Industrielle à Sept-Îles, pour son soutien qui m'a permis de définir un sujet de recherche tellement intéressant.

J'adresse un merci à monsieur Jean PERRON, professeur à l'Université du Québec à Chicoutimi pour ses conseils afin de bien orienter mon projet.

Je dois également des remerciements aux professeurs, membres du jury, Professeur Abderrazak EL-OUAFI, Professeur Mohamed Yasser HAYYANI et Dr. Oloufemi FAKOREDE pour leurs remarques pertinentes afin d'améliorer ma thèse.

Un merci très chaleureux à mes collègues avec qui j'ai passé de très bons moments et souvenirs durant mes études doctorales, en particulier mes coéquipiers travaillant à la lutte

contre les changements climatiques : Richard LEPAGE, Mohamad ISSA et Philippe BEAULAC qui m'ont aidé et répondu à mes questions et pour leur présence très constructive.

Je voudrais ici souligner la collaboration de Richard LEPAGE pour avoir réalisé une analyse intéressante de l'intelligence artificielle et de l'analyse mathématique.

Je remercie également mes collègues (le trio Libanais): Ali AWADA, Patrick RIZK et Ahmad FAYAD pour leur soutien et pour les bons moments qu'on a passé ensemble.

Merci à ma collègue Mariya DIMITROVA pour ses encouragements et pour avoir répondu à mes questions.

Merci à ma collègue Tatiana CONTRERAS pour sa collaboration dans les simulations CFD.

Un grand merci à ma famille, mes frères et mes sœurs, tout spécialement, ma sœur Ibtissam MARTINI pour son encouragement.

Enfin, je remercie chaleureusement ma femme, Sawsan et mon fils, Adonis pour tout l'amour et le soutien qu'ils m'offrent et pour avoir patiemment et avec compréhension enduré mon absence de la maison pendant mes études.

AVANT-PROPOS

Depuis mon arrivée de Syrie au Québec au Canada en 2008, j'essaie de trouver une solution pour la neige. J'ai commencé à étudier le phénomène d'accrétion de glace sur les éoliennes au Laboratoire de Recherche en Énergie Éolienne (LREE) avec le professeur Adrian ILINCA de l'Université du Québec à Rimouski (UQAR). Sous sa direction, j'ai eu l'opportunité de travailler sur cet intéressant domaine de recherche sur la modélisation et la simulation du givrage qui a fait l'objet de mon mémoire de maîtrise ainsi que de ma thèse de doctorat.

Notre intérêt pour l'estimation des pertes aérodynamiques des pales d'éoliennes vient de notre volonté de développer un outil de suivi des performances en temps réel afin d'améliorer l'efficacité énergétique des éoliennes en climat nordique.

Compte tenu des inconvénients des systèmes de détection de givrage existants et considérant la nécessité d'optimiser le fonctionnement des systèmes de protection contre le givrage, le développement d'un système intelligent capable de détecter la sévérité du givre à partir de données météorologiques est essentiel pour optimiser le fonctionnement des éoliennes dans des conditions givrantes. Cela nécessite d'établir des corrélations entre les paramètres météorologiques et opérationnels des éoliennes et les pertes de puissance dues au givrage. Ces corrélations de type « cause-effet » doivent être simpliste pour pouvoir associer, directement, le niveau des pertes de production ou la dégradation des performances des éoliennes à un nombre limité de paramètres. C'est de là qu'est venue l'idée de ce projet.

RÉSUMÉ

Le phénomène de l'accumulation de glace affecte sérieusement le fonctionnement des turbines éoliennes. C'est une préoccupation importante pour l'exploitants des parcs éoliens en climat froid. L'impact principal du givrage sur les turbines éoliennes est la perte de production en raison de la déformation géométrique des profils des pales. Des pertes importantes de l'énergie produite durant la vie d'un parc éolien doivent être estimées et atténuées.

Le givrage est un problème complexe dont la résolution fait appel à plusieurs domaines de connaissances. Puisque le givrage est affecté par divers paramètres fluctuant rapidement dans le temps, on n'est pas en mesure de prévoir avec exactitude le type, l'intensité et la durée des épisodes de givrage. En outre, ces paramètres varient considérablement selon le site du parc éolien. Par conséquent, les méthodes de protection contre le givre et leurs scénarios d'opération doivent être optimisées et adaptées aux conditions locales. Le manque de connaissances reliées au phénomène, l'absence des méthodes efficaces de détection de givre et la faible rentabilité des systèmes de protection contre le givre (SPCG) existants, rendent difficile l'exploitation des éoliennes dans les conditions givrantes et forcent les opérateurs, dans certains cas de givrage extrêmes, à arrêter les éoliennes même dans des jours particulièrement venteux.

Cette recherche tente de mettre en évidence la problématique du givrage et l'état actuel de la recherche sur l'exploitation des éoliennes en climats nordiques afin de proposer une solution technique facile à implanter pour pouvoir évaluer instantanément les pertes énergétiques dues au givrage. Cette solution permettra aux opérateurs d'optimiser l'exploitation des éoliennes dans des conditions givrantes en fonction de la sévérité du givre ainsi que d'évaluer à long terme l'impact du givrage sur la production d'un parc éolien. Elle consiste dans une approche qui utilise plusieurs sources de données, comme les résultats des recherches sur le givrage et des outils efficaces de simulation pour finalement prédire les pertes aérodynamiques des profils givrés dans différentes conditions météorologiques et opérationnelles de l'éolienne. L'originalité de l'approche proposée est de pouvoir estimer les pertes aérodynamiques directement à partir des données météorologiques sans besoin d'analyser à chaque fois les profils givrés par des simulations numériques coûteuses.

Une nouvelle méthode a été développée pour estimer les pertes aérodynamiques en fonction de conditions météorologiques et opérationnelles des éoliennes. Deux bases de données des pertes aérodynamiques ont été élaborées. Une a été alimentée à partir des résultats des études de simulation de givrage dans la littérature. La deuxième a été élaborée en utilisant un modèle analytique décrit dans la norme ISO 12494 pour calculer rapidement

l'accrétion de la glace sur un cylindre dans plusieurs scénarios de givrage sans besoin de faire des simulations coûteuses. L'analyse de sensibilité sur les scénarios étudiés et sur les deux bases de données montre l'importance de certains paramètres sur l'estimation des pertes aérodynamique via simulation.

Les résultats obtenus ont été examinés avec le réseau de neurones artificiels et ont démontré une cohérence entre les différents scénarios. Ils ont aussi mis en évidence l'influence importante de certains paramètres, comme la vitesse relative de l'aire. La méthode proposée permet de créer des corrélations entre les conditions météorologiques et les pertes aérodynamiques des profils givrés. Des recommandations pour utiliser le réseau de neurones artificiels et l'analyse adimensionnelle avec des techniques de réduction de paramètres sont faites afin d'optimiser l'efficacité des éoliennes dans des conditions de givrage.

Deux articles de synthèse ont été publiés et intégrés sous forme de chapitres dans la thèse. Le premier est une revue des approches de modélisation du givrage des éoliennes. La seconde porte sur la méthode CFD-BEM pour l'estimation de pertes de puissance due au givrage des éoliennes. Un troisième article de résultats de recherche sur la méthode utilisée pour l'estimation rapide des pertes aérodynamiques a été soumis pour publication et également intégré à cette thèse.

Ce projet contribue au développement des nouvelles connaissances en lien avec le phénomène de givrage et l'optimisation des performances des éoliennes aux climat nordique.

Mots clés : givrage des éoliennes, accrétion de glace, pertes aérodynamiques, modélisation et simulation, CFD

ABSTRACT

The phenomenon of ice accretion seriously affects the operation of wind turbines. This is a major concern for operators of wind farms in cold climates. The main impact of icing on wind turbines is the loss of production due to geometric deformation of the blade airfoils. Significant losses of the energy produced during the life cycle of a wind farm must be estimated and mitigated.

Icing is a complex problem whose resolution calls for several areas of knowledge. Given that icing is affected by a variety of rapidly fluctuating parameters, it is not possible to accurately predict the type, intensity, and duration of icing episodes. Furthermore, these conditions vary considerably depending on the site of the wind farm. Therefore, icing protection systems and their operating scenarios must be optimized and adapted to local conditions. The lack of knowledge related to the phenomenon, the absence of effective ice detection methods, and the low profitability of existing Ice Protection Systems (IPS), make it challenging to operate wind turbines in icing conditions and force operators, in some cases of extreme icing, to shut down wind turbines even on particularly windy days.

This research attempts to highlight the problem of icing and the current state of research on the operation of wind turbines in northern climates to propose a technical solution that is easy to implement in order to be able to instantly assess the energy losses due to icing. This solution will allow operators to optimize the operation of wind turbines in icing conditions based on the severity of the icing and assess the long-term impact of icing on the production of a wind farm. It consists of an approach that uses multiple data sources, such as the results of icing research and efficient simulation tools, to ultimately predict the aerodynamic losses of iced airfoils under different meteorological and operational conditions of the wind turbine. The originality of the proposed approach is to be able to estimate aerodynamic losses directly from meteorological data without the need to analyze each time the iced airfoils by expensive numerical simulations.

A new method has been developed to estimate aerodynamic losses as a function of meteorological and operational conditions of wind turbines. Two databases of aerodynamic losses have been developed. One was fed from the results of simulation studies of icing in the literature. The second was developed using an analytical model described in ISO 12494 to quickly calculate ice accretion on a cylinder under multiple icing scenarios without the need for expensive simulations. The sensitivity analysis on the scenarios studied and on the two databases shows the importance of specific parameters on the estimation of aerodynamic losses via simulation.

The results obtained were examined with the artificial neural network and demonstrated consistency between the different scenarios. They also demonstrated the important influence of specific parameters, such as the relative air velocity. The proposed method makes it possible to create correlations between the meteorological conditions and the aerodynamic losses of the iced airfoils. Recommendations for using the artificial neural network and dimensionless analysis with parameter reduction techniques are proposed in order to optimize the efficiency of wind turbines in icing conditions.

Two review papers have been published and integrated as chapters in the thesis. The first is a review of wind turbine icing modelling approaches. The second is on the CFD-BEM method for the estimation of power loss due to Icing in wind turbines. A third research paper about the method used for the rapid estimation of aerodynamic loss has been submitted to publication and also integrated into this thesis.

This project contributes to the development of new knowledge related to the phenomenon of icing and the optimization of the performance of wind turbines in northern climates.

Keywords: wind turbine icing, ice accretion, aerodynamic losses, modelling and simulation, CFD

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	ix
AVANT-PROPOS.....	xi
RÉSUMÉ.....	xiii
ABSTRACT.....	xv
TABLE DES MATIÈRES.....	xvii
Liste des tableaux.....	xxi
Liste des figures.....	xxiii
Liste des abréviations, des sigles et des acronymes.....	xxix
Liste des symboles.....	xxx
Introduction générale.....	1
CHAPITRE 1 État de l’art : Givrage des éoliennes.....	15
1.1 PHENOMENE DU GIVRAGE ATMOSPHERIQUE.....	16
1.1.1 Description générale du phénomène de la formation de glace.....	16
1.1.2 Phénomènes climatiques provoquant le givrage.....	16
1.1.3 Les différents types de paramètres affectant l'accrétion de glace.....	17
1.1.4 Apparition d’un événement de givrage.....	20
1.1.5 Phases d'un événement de givrage.....	21
1.1.6 Classification de la sévérité du givrage.....	23
1.1.7 Les régimes de l'accrétion de glace.....	24
1.2 L’ETAT ACTUEL DE LA PREVISION DU GIVRE.....	26
1.3 METHODES DE PROTECTION CONTRE LE GIVRE.....	28
1.4 EFFET DU GIVRAGE SUR LA PERFORMANCE AÉRODYNAMIQUE DU PROFIL.....	29
1.5 CONCLUSIONS.....	31

CHAPITRE 2 Étude de synthèse des approches de modélisation du givrage des éoliennes.....	33
2.1 RESUME DE L'ARTICLE.....	33
CHAPITRE 3 Revue des études sur l'approche CFD-BEM pour l'estimation des pertes de PUISSANCE DES éoliennes soumises au givrage.....	63
3.1 RESUME DE L'ARTICLE	63
CHAPITRE 4 Simulation numérique des pertes aérodynamiques.....	89
4.1 INTRODUCTION	89
4.2 DIFFERENCES ENTRE LE GIVRAGE DES EOLIENNES ET LE GIVRAGE DES AVIONS	90
4.3 SYNTHESE DES OUTILS NUMERIQUES DE L'ACCRETION DE GLACE	90
4.4 VALIDATION D'ANSYS FENSAP-ICE AVEC LE PROFIL NACA 64-618.....	93
4.4.1 Le modèle géométrique et le maillage	94
4.4.2 La simulation numérique du givrage sur le profil NACA 64-618	97
4.4.3 Résultats et analyse	99
4.4.4 Analyse de la performance aérodynamique du profil givré.....	107
4.4.5 Conclusion	108
CHAPITRE 5 Étude comparative des scénarios de simulation du givrage des éoliennes.....	111
5.1 INTRODUCTION	111
5.2 LES PRINCIPAUX PARAMETRES AFFECTANT L'ACCRETION DE GLACE (PARAMETRES DOMINANTS).....	112
5.3 PARAMETRES A CONSIDERER DANS LA SIMULATION DE GIVRAGE	114
5.4 ÉTUDE D'ANALYSE PARAMETRIQUE	116
5.4.1 Banque de données des scenarios de pertes aérodynamiques résultantes de givrage sur le profil NACA 64-618	116
5.4.2 Étude de sensibilité	118
5.5 ÉTUDE DE CAS - SCENARIOS DES SIMULATIONS NUMERIQUES DU GIVRAGE SUR LE PROFIL NACA 64-618 EN FONCTION DE LA TEMPERATURE.....	123
5.5.1 Modèle géométrique et maillage.....	124
5.5.2 Simulation numérique.....	124

5.5.3 Résultats	126
5.6 CONCLUSION.....	130
CHAPITRE 6 Approche combinée analytique-CFD pour estimation rapide des caractéristiques aérodynamiques des profils givrés.....	133
6.1 RESUME DE L'ARTICLE.....	133
1. Introduction.....	136
2. Configuration of the two applied models	138
3. Method for estimating the aerodynamic losses of Iced Airfoils	147
4. Conclusions.....	156
References.....	157
CHAPITRE 7 Méthode de prédiction des pertes aérodynamiques des profils givrés en fonction des conditions météorologiques	161
7.1 ACCRETION DE GLACE SUR UN COLLECTEUR DE REFERENCE - CYLINDRE	161
7.2 UTILISATION DU FACTEUR K POUR GENERER UNE BANQUE DE DONNEES SUR LES SCENARIOS DE GIVRAGE	164
7.2.1 Étape 1- Calcul du facteur de conversion moyen (facteur-k) pour le profil NACA 64-618.....	166
7.2.2 Étape 2- Estimation numérique par CFD pour un cas représentatif.....	167
7.2.3 Étape 3- Calculs analytiques de l'accrétion de glace sur un cylindre	168
7.2.4 Étape 4- Mise en place d'une banque de données de pertes aérodynamiques (modélisation des pertes).....	170
7.3 RESULTATS ET CONCLUSION	171
CHAPITRE 8 Prédiction des pertes aérodynamiques par réseaux de neurones artificiels	173
8.1 RÉSEAUX DE NEURONES POUR LA PREMIÈRE BANQUE DE DONNÉES OBTENUE PAR LA LITTÉRATURE	173
8.2 LA DEUXIEME BANQUE DE DONNEES OBTENUE PAR LE MODELE DE MAKKONEN	176
8.3 LA MÉTHODE PCA POUR IDENTIFIER LES PLUS FORTES CORRÉLATIONS.	182
8.4 CONCLUSION.....	186

Conclusion générale 189

Références bibliographiques 195

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1. Classification de givrage par l'IEA.....	23
Tableau 2 Les outils numériques utilisés pour la simulation du givrage des éoliennes	92
Tableau 3 Nombre d'éléments dans les maillages	95
Tableau 4 Paramètres d'entrée pour l'estimation initiale de la hauteur.....	95
Tableau 5 Paramètres de simulation selon Homola, et al. [61]	98
Tableau 6 Paramètres de la configuration du chaque module de FENSAP-ICE.....	98
Tableau 7 Erreurs de convergence pour chaque maillage	99
Tableau 8: Paramètres de simulation	115
Tableau 9 Le bilan de sensibilité selon la variation des paramètres de simulation. @Fahed Martini	121
Tableau 10: Paramètres de simulation Homola, et al. [61].....	125
Tableau 11: Configuration des simulations	125
Tableau 12: Description des scénarios.....	126

LISTE DES FIGURES

Figure 1. Éolienne dans des conditions nordiques. Parc Éole, Cap-Chat, Québec, Canada @Fahed Martini	3
Figure 2. La différence de production énergétique mensuelle d'une éolienne E-82 (2MW) à Krystofovy-Hamry en République tchèque avec pales chauffées et pales non chauffées [11].....	6
Figure 3. Conditions d'apparition du givrage selon les paramètres ayant le plus d'influence selon l'étude de Lozowski, et al. [27]	21
Figure 4. Schéma du givre et du verglas au bord d'attaque d'un profil aérodynamique avec le mécanisme de formation de deux type de givrage [21]	25
Figure 5. Relation empirique tirée de l'ISO 12494 ISO12494. [38] indiquant trois zones du type de glace en fonction de la température et la vitesse du vent	26
Figure 6. Courbes des coefficients de portance et de traînée des profils givrés @Fahed Martini	30
Figure 7. Maillage tétraédrique. @Fahed Martini	96
Figure 8. Détail du maillage au bord d'attaque. @Fahed Martini.....	96
Figure 9. Détail du maillage au bord de fuite. @Fahed Martini.....	97
Figure 10. Coefficients aérodynamiques vs nombre d'éléments. @Fahed Martini	100
Figure 11. Coefficient de portance pour le profil propre. @Fahed Martini	101
Figure 12. Coefficient de traînée pour le profil propre. @Fahed Martini	101
Figure 13. Profil givré vs profil propre. @Fahed Martini	102
Figure 14. Détail bord de fuite. @Fahed Martini	102
Figure 15. Détail du bord d'attaque : a) Résultats de FENSAP-ICE et b) forme de la glace à partir de Homola, et al. [61]. @Fahed Martini	103
Figure 16. Effet du modèle de rugosité sur le coefficient de portance du profil givré. @Fahed Martini	104

Figure 17. Effet du modèle de rugosité sur le coefficient de traînée du profil givré. @Fahed Martini.....	104
Figure 18. Effet du modèle de turbulence sur le coefficient de portance. @Fahed Martini	105
Figure 19. Effet du modèle de turbulence sur le coefficient de traînée. @Fahed Martini	105
Figure 20. Les lignes de courant de la vitesse avec les contours de pression. @Fahed Martini	106
Figure 21. Coefficient de portance propre vs givré. @Fahed Martini	107
Figure 22. Coefficient de traînée propre vs givré. @Fahed Martini	107
Figure 23. Influence de la température sur la forme de glace, simulée avec le code CIRA-LIMA [15].....	113
Figure 24. Influence de T, LWC et MVD sur l'accrétion par [68].....	114
Figure 25. Les profils aérodynamiques qui constituent une pale d'éolienne NREL 5 MW. (Source : Component Manufacturing – Corporate Energies corporate- energies.com).....	117
Figure 26. Effet de la variation de <i>la température</i> sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque à : $T = -7.5^{\circ}\text{C}$ à $T = -2.5^{\circ}\text{C}$ (selon Homola, et al. [68]) b : $T = -8^{\circ}\text{C}$ à $T = -1^{\circ}\text{C}$ (selon Hildebrandt [72]). @Fahed Martini	118
Figure 27. Effet de la variation de <i>MVD</i> (de $12\ \mu\text{m}$ à $30\ \mu\text{m}$) sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque (Selon Homola, et al. [68]). @Fahed Martini	119
Figure 28. Effet du <i>temps d'accrétion</i> (de $20\ \text{min}$ à $600\ \text{min}$) sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque (Selon Turkia, et al. [20]). @Fahed Martini	119
Figure 29. Effet de la variation de <i>la vitesse relative</i> (de $54.93\ \text{m/s}$ à $61.75\ \text{m/s}$) sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque. a : Pour $T =$ -8°C (selon Hildebrandt [72]), b : Pour $T = -1^{\circ}\text{C}$ (selon Hildebrandt [72]). @Fahed Martini.....	119

Figure 30. Effet de <i>la corde et la position radiale</i> sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque. $C = 2.313 m$ (@89%), selon Homola, et al. [68]) vs $C = 1.419 m$ (@97%), selon Han, et al. [73]. @Fahed Martini.....	120
Figure 31. Effet de la considération de <i>la rugosité</i> dans la simulation sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque (Selon Turkia, et al. [20]). @Fahed Martini	120
Figure 32. Effet de la variation de <i>MVD</i> (de $30 \mu m$ à $33 \mu m$) et de <i>LWC</i> (de $0.2 g/m^3$ à $0.48 g/m^3$) sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 giré, en fonction de l'angle d'attaque (selon Hildebrandt [72]). @Fahed Martini	120
Figure 33: Les scénarios de température	125
Figure 34: Profil givré « single shot » selon les scénarios de température illustrés. @Fahed Martini	127
Figure 35: Profil givré « Multi shot » selon les scénarios de température illustrés. @Fahed Martini	128
Figure 36: Coefficient aérodynamique pour l'approche « multi-shot ». @Fahed Martini.....	129
Figure 37: Coefficient aérodynamique pour l'approche « single-shot ». @Fahed Martini.....	129
Figure 38: Comparaison des coefficients aérodynamiques pour le scénario 1. @Fahed Martini.....	130
Figure 39. Cylindre inscrit dans le bord d'attaque d'un profil aéronautique.....	163
Figure 40. Accrétion de glace sur un cylindre fixe (a) vs un cylindre tournant (b). (L'accrétion sur le cylindre est simulée à l'aide d'un logiciel développé par Fortin [58]). @Fahed Martini.....	164
Figure 41. Les scénarios de simulation choisies dans la zone de givre. (Les points en bleu représentent les températures correspondantes à 10 m/s de vitesse de vent). @Fahed Martini	165
Figure 42. L'étape 1 pour calculer le <i>facteur-k</i> moyen. @Fahed Martini.....	167
Figure 43. Calcul numérique de la masse de glace et des caractéristiques aérodynamiques du profil pour un cas représentatif. @Fahed Martini.....	168

Figure 44. Prédiction des caractéristiques aérodynamiques des profils givrés à l'aide du modèle d'accrétion de glace de la norme ISO 12494 (étapes 2, 3 et 4). @Fahed Martini.....	170
Figure 45. Création d'une banque de donnée sur les pertes aérodynamique en plusieurs conditions météorologiques. @Fahed Martini	171
Figure 46. Extrait de la 2ème banque de données. @Fahed Martini	172
Figure 47. Extrait de de la première banque de données obtenue de la littérature. @Fahed Martini.....	174
Figure 48. Résultat de requête avec la ligne #3. @Fahed Martini	174
Figure 49: La configuration du réseau de neurones pour la banque de données obtenue de la littérature. @Fahed Martini	175
Figure 50: Courbe d'apprentissage de la première banque de données obtenue de la littérature. @Fahed Martini	176
Figure 51 Un extrait de la deuxième banque de données. @Fahed Martini	177
Figure 52 Style MEMO de la deuxième banque de données. @Fahed Martini.....	177
Figure 53. Extrait des données traitées par l'outil JustNN. @Fahed Martini.....	178
Figure 54: Configuration optimale du réseau de neurone donné par l'application JustNN. @Fahed Martini.....	179
Figure 55: Courbe d'apprentissage du réseau de neurones. @Fahed Martini.....	180
Figure 56. Requêtes de données traitées par l'outil JustNN. @Fahed Martini.....	181
Figure 57. Importance relative des facteurs indépendants. @Fahed Martini.....	182
Figure 58. Données de pertes de portance et de traînée extraites de la deuxième banque de données. @Fahed Martini	183
Figure 59. Programme permettant d'analyser les données par composantes principales. @Fahed Martini	183
Figure 60. Plan de corrélation des variables avec les axes principaux. @Fahed Martini	184
Figure 61. Partie agrandis du graphique du plan de corrélation des variables. @Fahed Martini	185
Figure 62. Importance de AOA sur les pertes dans la portance.....	186

Figure 63. Importance relative des corrélations en fonction de %Cl. @Fahed Martini186

LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES

L.L.	La Limite de Ludlam LWC_{cr} en kg/m^3
LWC	Teneur en eau liquide (Liquid Water Content) en kg/m^3
MVD	Diamètre volumétrique médian des gouttelettes d'eau en μm
LREE	Laboratoire de Recherche en Énergie Éolienne
LIMA	Laboratoire International Des Matériaux Antigivre
CIRA	Centre Italien de Recherche Aérospatiale
CFD	Computational Fluid Dynamics
SPCG	Système de protection contre le givre
IEA	International Energy Agency
WRF	Weather Research and Forecasting model
NREL	National Renewable Energy Laboratory
VTT	Technical Research Centre of Finland
CIRA	Centre Italien de Recherche Aérospatiale
CANWEA	Canadian Wind Energy Association
TSR	Tip-Speed ratio

LISTE DES SYMBOLES

ρ	La densité de l'air en kg/m^3
S	La surface traversée par le vent en m^2
V	La vitesse de vent en m/s
V_r	La vitesse relative <i>en</i> m/s
P	La puissance disponible dans le vent en w
E	L'efficacité de la collection
β	L'efficacité de la collection locale
T	La température ambiante de l'air en $^{\circ}\text{C}$
T_s	La température de la surface en $^{\circ}\text{C}$
T_{solid}	La température de la solidification en $^{\circ}\text{C}$
f	La fraction solide
C_d	Coefficient de traînée
C_l	Coefficient de portance
$C_{l,max}$	Coefficient de portance maximal
C_T	Coefficient de poussée
C_p	Coefficient de puissance

R	Longueur de pale
r	Rayon local de l'élément de pale en m
α / AOA	Angle d'attaque ($^\circ$)
θ	Angle de vrillage de la pale ($^\circ$)
β	L'angle de pitch de la pale ($^\circ$)
ω	Vitesse de rotation en rad/s
B	Nombre de pales
C	Longueur de corde du profil de pale en m

INTRODUCTION GENERALE

Compte tenu de la réalité du réchauffement climatique, la transition vers les énergies renouvelables augmente progressivement afin de répondre aux besoins accrus et de réduire le taux d'émission des gaz à effet de serre. Selon Ressources naturelles Canada, 78 % des émissions mondiales de gaz à effet de serre produites par les activités humaines proviennent de la production et la consommation d'énergie [1].

L'énergie éolienne est une source importante d'énergie renouvelable qui est de plus en plus utilisée pour générer de l'électricité à la place ou en complément avec d'autres sources d'énergie. Au cours des dernières décennies, les investissements dans les technologies d'énergies propres ont augmenté progressivement et la production d'énergie éolienne a connu une croissance fulgurante pour devenir une partie importante du marché de l'énergie et de la recherche dans le monde entier [2]. Le « BP Statistical Review of World Energy 2020 » a révélé que l'énergie éolienne a apporté la contribution la plus significative à la croissance mondiale des énergies renouvelables en 2020 [3]. Selon « International Energy Agency (IEA) », la capacité éolienne a augmenté de 8% en 2020 malgré les perturbations liées au Covid-19 [4]. Kumar, et al. [5], ont discuté les tendances et les technologies disponibles développées pour l'énergie éolienne en lien avec leurs applications et dispositifs d'exploitation [5]. Pourtant, cette technologie dépend fortement de la situation géographique de ses utilisations.

État de situation de l'énergie éolienne en climat nordique

Dans les pays nordiques, le potentiel éolien est très élevé en hiver ; les vents sont plus forts et la densité de l'air est plus élevée, donc le potentiel énergétique du vent augmente. En effet, la puissance disponible dans le vent est proportionnelle à la densité de l'air et au cube

de la vitesse du vent ($P = \frac{1}{2} \rho \cdot S \cdot V^3$; ρ est la densité de l'air en kg/m^3 , S est la surface traversée par le vent en m^2 et V est la vitesse du vent en m/s).

En hiver, les éoliennes produisent plus d'électricité et répondent ainsi à une plus grande demande due à la consommation plus élevée en chauffage. Les pays à fort potentiel éolien et à climat froid visent à promouvoir l'exploitation des ressources éoliennes [6]. La capacité éolienne cumulée installée dans les climats nordiques en Scandinavie, en Amérique du Nord, en Europe et en Asie était d'environ 127 GW à la fin de 2015, avec un taux de croissance annuel estimé de 11,7 GW jusqu'à 2020 [7].

Le Canada possède l'un des potentiels éoliens les plus importants de la planète. Elle se caractérise par des régions à faible densité de population, isolées des ressources énergétiques conventionnelles et avec besoins énergétiques substantiels en hiver. L'énergie éolienne est une alternative essentielle pour ces régions qui sont largement déployées dans le pays surtout en hiver avec les défis de transport maritime du pétrole. Par conséquent, la capacité d'énergie éolienne au Canada a connu une croissance rapide au cours des dernières années. Selon l'Association canadienne des énergies renouvelables, le Canada a atteint 13 413 MW de capacité éolienne à la fin de 2019, avec un taux de croissance moyen de 16 % au cours des dix dernières années [8]. Les provinces où l'on produit le plus d'énergie éolienne sont, l'Ontario, le Québec et l'Alberta [9]. Cependant, pour fonctionner dans des climats extrêmement froids, la technologie éolienne doit être adaptée à des conditions climatiques difficiles avec de fréquents événements de basse température et, en particulier, le givrage (Figure 1).



Figure 1. Éolienne dans des conditions nordiques.
Parc Éole, Cap-Chat, Québec, Canada @Fahed Martini

Défis liés à l'exploitation des éoliennes dans les climats nordiques

L'exploitation des éoliennes dans un climat froid entraîne différents défis en raison de températures d'opération très basses et du phénomène de givrage. Ces conditions forcent parfois l'arrêt des éoliennes pour prévenir les pannes d'équipement. L'accès est restreint ou réduit pour les activités d'entretien.

Le givrage des éoliennes est le phénomène d'accumulation de la glace atmosphérique principalement sur les pales d'éoliennes. C'est un problème courant et fréquent dans les pays

nordiques qui provoque une importante préoccupation pour l'exploitants des parcs éoliens en climat froid. Selon des mesures prises sur le terrain, le givrage peut survenir jusqu'à 20% du temps entre les mois de novembre et d'avril [1].

L'accrétion de glace sur les pales des éoliennes entraîne plusieurs impacts sur le fonctionnement, la maintenance et la rentabilité des turbines [1]. Les éoliennes doivent résister au givrage sans subir de dommages qui les empêcheraient de fonctionner normalement. Lorsque les pales d'éoliennes sont soumises à des gouttelettes d'eau surfondues dans des conditions météorologiques spécifiques, la glace commence à s'accumuler sous différentes formes, types et sévérité. La déposition de glace sur les pales des rotors génère des charges supplémentaires et des déséquilibres qui conduisent à la fatigue des matériaux et à l'augmentation des contraintes. Ceci peut affecter l'intégrité structurelle de la turbine, causant de nombreux dommages aux éoliennes et aux zones environnantes [10]. Les sources citées ont fait état de divers dommages tels que les temps d'arrêt des éoliennes dus à des vibrations excessives, une fatigue accrue, une diminution du cycle de vie des turbines, des erreurs dans les équipements de mesure, des pannes mécaniques ou électriques, une augmentation du bruit, un risque pour la sécurité. L'opération en ces conditions menace la sécurité du public, des employés et des routes et installations à proximité [11], [12], [13], [14].

Les fabricants d'éoliennes développent des turbines mieux adaptées au climat froid. Avec l'installation des systèmes de protection contre le givre, qui réchauffent les composants des éoliennes tels que le multiplicateur de vitesse, les moteurs d'orientation et de tangage et la batterie, certaines éoliennes peuvent fonctionner à des températures sous les -30°C. Cependant, on ne connaît pas encore les solutions qui donnent le meilleur rendement tout en demeurant rentables, il s'agit d'un domaine de recherche actif [1].

Toutefois, l'incidence la plus significative du givrage est la perte de production énergétique. L'accrétion de glace sur le bord d'attaque des profils aérodynamiques des sections des pales, même avec de petites quantités, entraîne des conséquences importantes sur la production des turbines éoliennes [11]. Une faible couche de glace peut augmenter la

rugosité de la surface des pales, affecter le développement de la couche limite sur les profils, réduire considérablement la portance et augmenter la traînée provoquant une diminution du couple engendré par le rotor. Cela conduit à une dégradation des performances de l'éolienne et donc à des pertes d'énergie produite [15].

Des observations d'éoliennes fonctionnant en Suède et en Finlande montrent une réduction significative de la production d'électricité lors d'une modeste accumulation de glace, tandis qu'un givrage important peut entraîner des périodes prolongées d'arrêt des éoliennes pendant des jours venteux en hiver [16]. Les pertes énergétiques dues au givrage évaluées par les développeurs des projets éoliens au Québec peuvent varier de 0,005% à 50% de la production annuelle en fonction de plusieurs facteurs : les modèles d'éoliennes, la méthodologie d'évaluation, et, principalement, l'intensité du givrage, sa durée et sa fréquence sur l'année [12], [13], [17].

Compte tenu de cette situation, il apparaît crucial pour les parcs éoliens fonctionnant dans des conditions de givrage de disposer des solutions économiques et rentables pour protéger les éoliennes et réduire l'incidence du givrage. Ces solutions doivent atténuer les pertes de production et augmenter l'efficacité des éoliennes en climat nordique, puisque le but final des projets éoliens est la productivité énergétique.

Différentes techniques pour l'atténuation des conséquences de givre sont disponibles et utilisées dans les parcs éoliens. Parmi les techniques utilisées c'est l'installation de bandes chauffantes sur les pales des éoliennes [18]. La Figure 2 donne un exemple du gain de production énergétique d'une éolienne E-82 (2MW) avec des pales chauffées par rapport à une autre du même type sans pales chauffées [11]. Cependant, ces techniques, majoritairement découlant de l'aéronautique, ont leurs inconvénients et ils ne sont pas encore matures pour les éoliennes [19] notamment, en ce concerne leur rentabilité. En outre, il se peut que les éoliennes des différents fabricants soient plus ou moins appropriées à certaines solutions [1].

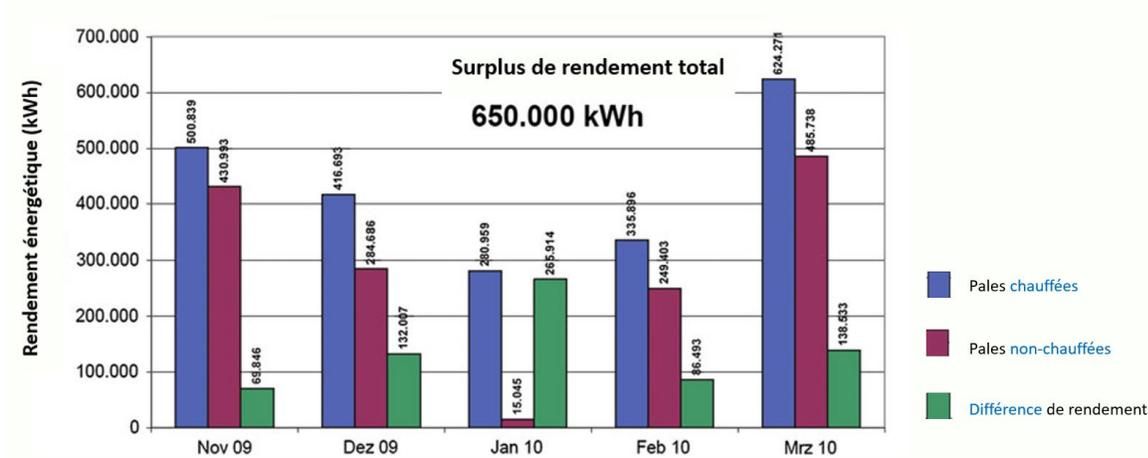


Figure 2. La différence de production énergétique mensuelle d’une éolienne E-82 (2MW) à Krystofovy-Hamry en République tchèque avec pales chauffées et pales non chauffées [11]

Étant donné que le type et la sévérité du givrage, ainsi que sa fréquence varient considérablement d’un site à l’autre, les méthodes de protection contre le givre et les scénarios optimaux de prévention doivent être adaptées aux conditions météorologiques et opérationnelles de l’éolienne en (presque) temps réel. Les recherches se sont intensifiées durant les dix dernières années sur le choix et la rentabilité des SPCG et la stratégie optimale de protection de l’éolienne dans des conditions consommation énergétique [19]. Comme exemple, Fakorede (2018) a mené des études numériques et expérimentaux pour quantifier la consommation énergétique d’un système de protection électrothermique contre le givre dans deux modes de protection afin de justifier le choix et la rentabilité du système ainsi que la stratégie optimale de protection de l’éolienne dans des conditions choisies [18].

Pour pouvoir fonctionner de manière rentable, les systèmes de protection contre le givre (SPCG) doivent être associés avec des systèmes de détections de givre de haute précision. Les systèmes de détection de givre ont également des inconvénients et sont discutés au Chapitre 1 sur l’état de l’art du givrage des éoliennes. L’amélioration de l’exactitude des systèmes de détection de givre et des systèmes de prévision fait également l’objet de recherches afin de réduire les pertes de production des éoliennes dans des conditions givrantes [1].

De ce fait, et compte tenu du peu de données disponibles, notre travail vise à répondre à la question : « Dans des conditions météorologiques et opérationnelles spécifiques, quels sont les paramètres qui affectent le plus l'accrétion de glace, quelle est l'influence de ces paramètres sur les pertes aérodynamiques des profils givrés et sur la production énergétique des éoliennes » ?

L'adaptation des éoliennes à des conditions de givrage

Le givrage influence de façon significative la production annuelle d'énergie et il n'existe pas actuellement un moyen fiable de le gérer de façon automatisée. L'adaptation du fonctionnement des éoliennes aux conditions givrantes, par l'optimisation de leur mode opératoire, représente une priorité de haute importance pour augmenter la fiabilité des éoliennes ainsi que leur disponibilité technique et opérationnelle et réduire, par conséquence, les pertes énergétiques et financières dues au givrage.

Cependant, les défis techniques et opérationnels quant à l'optimisation de l'opération des éoliennes dans des conditions givrantes sont nombreux. À date, on n'est pas en mesure de détecter avec exactitude les épisodes de givre et prévoir le type de givre accumulé, son intensité et la durée de l'événement pour pouvoir estimer les pertes de production et investir dans des technologies appropriées de protection contre le givre. Ces défis dépendent fortement des conditions spécifiques de chaque site, de la technologie des éoliennes utilisées, de la nature des pertes de production, du mode opératoire des éoliennes, de l'algorithme de contrôle des éoliennes, de la présence d'un système de détection de givre efficace connecté au centre de contrôle et d'opération du parc éolien. Pour ces raisons, le développement d'un système ou d'une plate-forme capable d'aiguiller les opérateurs des éoliennes vers les meilleurs choix possibles quant aux scénarios d'exploitation des éoliennes en conditions givrantes, en fonction des différents facteurs météorologiques, logistiques, opérationnels, contractuels et financiers (pertes de production et coûts d'opération et de maintenance), devient alors une nécessité pour pouvoir répondre aux besoins de l'industrie éolienne en pleine croissance [1] [12].

Cette recherche vise à analyser l'impact du givrage sur la production d'énergie et de contribuer à l'élaboration de solutions en vue d'améliorer le rendement énergétique des éoliennes en climat froid.

Objectifs

L'objectif principal de cette thèse est de développer une méthode de prédiction des pertes aérodynamiques des profils givrés en fonction de leur géométrie pour différents scénarios de conditions météorologiques et opérationnelles des événements givrants.

L'atteinte de cet objectif principal dépend de la réalisation d'un ensemble **d'objectifs spécifiques** :

- Explorer et synthétiser les études réalisées dans la modélisation du givrage des éoliennes afin d'identifier et caractériser les approches, les méthodes et les modèles utilisés (Chapitres 1, 2 et 3) ;
- Déterminer les modèles et les approches les plus convenables à adopter dans la simulation du givrage sur les profils des pales des éoliennes (Chapitre 2 et 3) ;
- Examiner les outils de CFD disponibles pour l'aéronautique afin de choisir l'outil le plus approprié pour la simulation numérique du givrage d'éoliennes et l'utiliser pour simuler des scénarios d'accrétion de glace (Chapitre 4) ;
- Analyser l'influence des paramètres affectant le givrage des éoliennes sur la simulation des pertes aérodynamiques des profils givrés (Chapitre 5) ;
- Relier la sévérité de givre en termes de pertes aérodynamiques avec les conditions météorologiques et opérationnelles menant à l'apparition des événements givrants (Chapitres 6, 7 et 8).

L'atteinte de ces objectifs permet le développement d'un système à paramètres réduits pour identifier en temps réel les conditions météorologiques favorables à l'apparition des événements de givrage ainsi que prédire l'impact du givre sur les turbines éoliennes. Ce

système de prédiction serait indispensable pour optimiser les performances et l'exploitation des éoliennes en conditions givrantes.

Méthodologie

Les objectifs sont atteints en suivant les étapes méthodologiques suivantes :

Phase 1. Revue de littérature : Cette phase consiste à réaliser l'état de l'art sur l'exploitation des éoliennes en climat nordique ainsi que les différents défis techniques et opérationnels pour assurer la rentabilité des projets éoliens dans des conditions givrantes. Cette analyse a porté principalement sur les études effectuées sur l'estimation des pertes énergétiques dues au givrage.

Phase 2. Examiner les approches utilisées dans la modélisation de givrage afin de choisir les mieux adaptées pour estimer les pertes énergétiques des éoliennes. Dans cette analyse, on passe en revue les modèles, les approches et les méthodes utilisés dans la modélisation de l'accrétion de glace tout en résumant les résultats des recherches récentes.

Phase 3. Cette phase est dédiée à la simulation numérique du givrage, aux approches et techniques de simulation CFD. Nous examinons les outils de simulation validons l'outil CFD choisi avec des études expérimentales et simulations du givrage sur un profil des pales des éoliennes. Nous testons les différentes approches, méthodes et modèles examinés dans la phase précédente afin d'adopter les plus convenables et réaliser des nombreux scénarios de simulation.

Phase 4. Réaliser une étude comparative des scénarios de pertes aérodynamiques estimées par des simulations CFD afin d'examiner les paramètres affectant directement les résultats. Cette phase comprend l'élaboration d'une librairie (banque de données) des résultats de simulations publiés suivie par une étude paramétrique avec une analyse de sensibilité. Cette librairie est investiguée et analysée afin de classer les événements givrants en fonction des pertes aérodynamiques résultantes. Une étude de cas a été réalisée via des

simulations CFD à différentes températures afin d'examiner l'effet de la température sur les pertes aérodynamiques dans le régime sec d'accrétion.

Phase 5. Une nouvelle méthode a été développée pour estimer rapidement les pertes aérodynamiques en fonction de conditions météorologiques et opérationnelles des éoliennes. Le modèle décrit dans la norme ISO 12494 basé sur des calculs analytiques de l'accrétion de glace sur un collecteur de référence (cylindre) a été validé et un facteur de conversion entre l'accumulation de glace sur un cylindre et l'accumulation de glace sur une pale d'éolienne a été déterminé.

Phase 6. Afin d'estimer les pertes de production dans des conditions météorologiques spécifiques, beaucoup de données et plusieurs scénarios d'opération d'éoliennes dans diverses conditions de givrage sont nécessaires. Une deuxième banque de données sur les pertes aérodynamiques dans des conditions météorologiques réelles a été créée en utilisant le facteur de conversion validé dans la phase précédente pour rapidement évaluer les pertes selon ces scénarios. Les résultats obtenus ont été traités et examinés avec un réseau de neurones artificiels.

Il est important de mentionner qu'au long de cette recherche doctorale, le sujet a évolué. Initialement, l'effort était orienté vers l'étude des profils givrés des pales d'éoliennes pour en déduire les pertes de puissance des éoliennes. Après avoir terminé la revue de littérature, nous avons concentré les efforts vers les pertes aérodynamiques plutôt que les pertes de puissance des éoliennes. En effet, les données sur les pertes de puissance dans les parcs éoliens ne sont pas disponibles pour des raisons de confidentialité. La solution alternative, la simulation tri-dimensionnelle d'une éolienne en rotation requière des ressources informatiques prohibitives, surtout pour reproduire l'accrétion pour plusieurs scénarios de conditions givrantes. Ces obstacles rencontrés durant la réalisation du projet nous ont obligés à adapter la méthodologie, choisir les outils et développer des bases de données avec les moyens disponibles.

Le centre VTT (Technical Research Centre of Finland) a développé une méthode pour estimer les pertes de production dans des conditions givrantes en utilisant un facteur de conversion entre l'accumulation de glace sur un cylindre et l'accumulation de glace sur une pale d'éolienne en rotation. Ceci permet d'estimer rapidement les effets du givrage sur la production d'électricité dans des conditions météorologiques typiques du climat finlandais, et cela pour différentes phases d'événement de givrage : événement de givrage débutant, de courte et de longue durée [20]. Un atlas de givrage a été construit pour la Finlande en calculant la masse de glace accumulée sur un cylindre circulaire dans toutes les conditions météorologiques en utilisant le modèle de Makkonen and Poots [21].

Les résultats du rapport VTT ont été utilisés dans l'atlas de givrage finlandais (2012), où des simulations météorologiques numériques en fonction du temps ont été effectuées pour calculer les conditions de givrage et les pertes de production d'énergie. Une comparaison a été faite entre la masse de glace collectée sur le cylindre et celle collectée sur un profil aérodynamique à 85% de l'envergure des pales. Cette section a été considérée dans plusieurs études comme une section représentative de l'accumulation moyenne de glace pour les éoliennes [20, 22-24] et aussi la section qui a la contribution majeure à la production d'électricité d'une éolienne [25]. Le *facteur k* est défini comme le rapport de la masse de glace accumulée sur un profil aérodynamique de pale d'éolienne en rotation à la masse de glace accumulée sur un cylindre circulaire stationnaire standard (comme collecteur de référence) [20, 26]. Un « facteur k » moyen de 20 a été considéré comme constant pour la section à 85 % de l'envergure de la pale. En principe, cela signifie que dans les mêmes conditions de givre et de vent, la pale d'éolienne en rotation recueille environ 20 fois plus de glace par mètre que le cylindre stationnaire [20]. Selon les études de Lozowski, et al. [27] sur un cylindre fixe et tournant, les calculs de la collection locale pour un cylindre peuvent être utilisés soit comme une première approximation de l'accumulation de glace sur d'autres objets, soit comme une première estimation des effets de givrage qui peuvent être empiriquement ou statistiquement liés à la réalité effets de givrage que l'on souhaite comprendre et prévoir. Ainsi, le givrage des cylindres est au cœur de la recherche sur le

givrage dans de nombreux domaines. Le rayon du bord d'attaque du profil est considéré dans Sokolov, et al. [26] comme le rayon du cylindre collecteur de référence.

Nous avons utilisé cette méthode pour construire rapidement une banque de données sans faire des simulations. Une relation entre le cylindre et la pale rotative de l'éolienne a été déterminée. Par la suite, les scénarios de pertes aérodynamiques regroupés dans la banque de données peuvent être analysés à l'aide de l'intelligence artificielle.

Originalité

En absence de techniques fiables pour prédire l'apparition du givrage ou de mesurer l'intensité du givre accumulé sur les pales des éoliennes, ce projet propose une étude paramétrique des données disponibles en littérature ainsi que des résultats des modèles numériques. Nous réalisons rapidement des scénarios des pertes aérodynamiques dans différentes conditions météorologiques et d'opération afin d'analyser ces scénarios avec un réseau de neurones artificiels. Cette méthode vise à élaborer une corrélation permettant d'estimer les pertes de production directement à partir des données météorologiques et opérationnelles des éoliennes sans avoir d'analyser les profils givrants avec des simulations.

Plan de la thèse

La thèse est subdivisée en plusieurs chapitres dans lesquels les éléments clés suivants sont discutés :

- Introduction générale : contexte, problématique, objectifs et méthodologie.
- État de l'art : givrage des éoliennes.
- Approches CFD de modélisation du givrage des éoliennes.
- L'approche CFD-BEM pour estimer les pertes de de puissance.
- Étude comparative des scénarios de modélisation du givrage des éoliennes.
- Simulation CFD de l'accrétion de glace sur les profils des pales d'éoliennes.

- Approche combinée analytique-CFD pour estimation rapide des caractéristiques aérodynamiques des profils givrés.
- Méthode de prédiction des pertes aérodynamiques des profils givrés en fonction des conditions météorologiques.
- Prédiction des pertes aérodynamiques par l'application de réseaux de neurones artificiels - résultats et analyse.
- Conclusion générale

CHAPITRE 1

ÉTAT DE L'ART : GIVRAGE DES EOLIENNES

Lorsque les pales des éoliennes sont soumises à des gouttelettes d'eau surfondues dans des conditions météorologiques spécifiques, la glace commence à s'accumuler sous différentes formes, types et sévérités. Les sources citées ont fait état de divers dommages causés aux éoliennes par le givrage. La recherche de solutions au givrage fait appel à plusieurs domaines de connaissances tels que la météorologie, la dynamique des fluides, l'aérodynamique, la thermodynamique, les transferts de chaleur et de masse. Le manque de connaissances liées au phénomène, l'absence de systèmes de détection de givre efficaces et la faible efficacité des systèmes de protection contre le givre (SPCG) existants rendent l'exploitation des éoliennes très difficile dans des conditions de givrage, ce qui oblige les opérateurs dans certains cas à arrêter les éoliennes même les jours particulièrement venteux. Ce chapitre passe en revue la théorie de l'accumulation de glace sur les éoliennes, ses types et les paramètres gouvernant l'accrétion. Il souligne principalement les problématiques liées à l'origine du phénomène et les solutions actuelles tout en résumant les résultats des recherches récentes sur le givrage des éoliennes.

Afin de mener à bien des recherches en givrage des éoliennes, des connaissances suffisantes doivent être développées sur l'accrétion de la glace et les phénomènes de précipitation, les types de givrage atmosphérique, les paramètres affectant le processus et les modules requis pour la modélisation du givrage.

1.1 PHENOMENE DU GIVRAGE ATMOSPHERIQUE

1.1.1 Description générale du phénomène de la formation de glace

La surfusion est un cas métastable où l'eau reste liquide jusqu'à -40 °C si elle ne rencontre pas de noyau de congélation, alors que sa température est plus basse que son point de congélation, soit 0 °C . À basses températures, les gouttelettes d'eau en surfusion, qui sont en suspension dans l'air, restent liquides jusqu'à l'impact avec la pale de l'éolienne. Ceci entame le processus de solidification des gouttelettes sur la pale. En vertu de cela, il y a différents types de givre qui se forme sur les pales en fonction des phénomènes atmosphériques accompagnant le fonctionnement des éoliennes.

1.1.2 Phénomènes climatiques provoquant le givrage

L'étude de la formation et de l'évolution des phénomènes atmosphériques provoquant le givrage est complexe et relève du domaine de la météorologie. Les phénomènes physiques qui caractérisent le processus de l'accrétion sont la précipitation, la sublimation, l'évaporation, la saturation, la tension superficielle, le comportement de l'eau en surfusion autour des objets dans l'air, etc. Les gouttelettes ou les cristaux composant les nuages sont de faible dimension, et se maintiennent en équilibre. Le phénomène de précipitation est dû essentiellement à l'accroissement de la taille des éléments dont la masse devient assez importante pour vaincre les forces d'agitation. Par conséquent, il existe différents types de précipitation (Guy Fortin, 2009) :

- Pluie (*Rain*) : Gouttes de 0.5mm à 5-6mm de diamètre. Les gouttes se fragmentent pendant leur chute si elles font plus de 6 mm [28].
- Bruine (*Drizzle*) : Goutes de diamètre inférieur à 0.5 mm.
- Neige (*Snow*) : Cristaux de glace ramifiés de 0.1mm agglomérés en flocons de 1 mm à 2 cm.

- Neige fondante (*Sleet, wet snow*) : Flocons de neige de 0.5 mm à 5 mm semi fondus.
- Grésil (*Graupel*) : Granules de glace de diamètre inférieur à 5 mm.
- Grêle (*Hail*) : Morceaux de glace de 5 mm à 5 cm, voir jusqu'à 10 cm de diamètre.

Pour les éoliennes, il existe trois principaux types de processus de givrage, à savoir le givrage dû aux précipitations, le givrage dans les nuages et le gel [13]. Le givrage par précipitation est le principal type de givrage dans des conditions météorologiques de basse température. Le givrage dans les nuages se produit lorsque des gouttelettes surfondues dans les nuages gèlent à la surface de la pale [29]. Le givrage est alors causé par la pluie verglaçante, la bruine et le brouillard givrant au niveau du sol ou le givrage dans les nuages givrants en altitude, ou le gel, lorsque l'éolienne est installée à proximité des masses d'eau [28, 30].

1.1.3 Les différents types de paramètres affectant l'accrétion de glace

Les hydrométéores et les averses comme le brouillard givrant (*Freezing fog droplets*) et les pluies verglaçantes (*Freezing rain droplets*) sont caractérisés par la teneur en eau liquide LWC et le spectre du diamètre des gouttelettes d'eau qui est remplacé, pour la simplification, par le diamètre volumétrique médian *MVD*. La médiane de la distribution correspond au diamètre qui divise le spectre du volume des gouttelettes d'eau en surfusion en deux parties égales [30].

L'étude du givrage demande l'accès à de nombreuses données météorologiques, comme la température et la vitesse du vent, mais aussi la connaissance de données techniques précises sur les éoliennes du site étudié comme le diamètre du rotor, sa vitesse de rotation ou la géométrie des pales [31]. L'approche de Messinger qui est utilisée pour estimer l'accrétion de glace sur un objet, identifie quelques paramètres affectant l'accumulation de la glace atmosphérique sur les structures [32]:

- La teneur en eau liquide LWC ;
- Le diamètre volumétrique médian des gouttelettes d'eau en surfusion MVD ;
- La vitesse de l'écoulement d'air V_a ;
- La température de l'air T_a ;
- L'épaisseur de l'objet (selon la forme de l'objet) le diamètre du cylindre D ou la corde du profil C ;
- Le temps d'accrétion t .

D'autres paramètres sont à considérer, comme la limite de Ludlam LWC_{cr} , l'humidité relative RH , l'efficacité de la collection E et l'efficacité de la collection locale β . Ces paramètres influencent le type et la forme de glace accumulée sur un objet [15]. Fakorede [18] a utilisé certains paramètres additionnels concernant les systèmes thermoélectriques pour la protection contre le givre comme le flux thermique et la température de surface de la pale. Farzaneh [33] a classifié les paramètres les plus importants à considérer pour l'accrétion de glace sur les structures selon les phénomènes atmosphériques provoquant le givrage. Les paramètres décrivant le givrage de précipitation comme la neige mouillée et la pluie verglaçante, sont :

- Le taux de précipitation ;
- La température de l'air en surface ;
- La teneur en eau liquide des flocons de neige ;
- La température ambiante de l'air ;
- La vitesse du vent ;
- La direction du vent ;

- L'humidité relative ;
- La visibilité.

Pour le givrage dans les nuages, les paramètres sont :

- Le teneur en eau liquide dans le nuage ;
- La distribution du diamètre des gouttelettes ;
- La température ambiante de l'air ;
- La vitesse du vent ;
- La direction du vent ;
- L'humidité relative

Ces paramètres décrivent l'environnement immédiat de l'objet. Il est également important d'inclure les paramètres de l'objet d'accrétion lui-même, tels que les propriétés de surface, la forme, les dimensions linéaires, etc. [33].

Lorsque les pales des éoliennes deviennent plus grandes ou sont placées sur des tours plus hautes, elles deviennent susceptibles d'être à l'intérieur des nuages et à la diminution de la température avec l'altitude, ce qui augmente la fréquence des conditions météorologiques de givrage [34]. La hauteur du givrage du rotor est une hauteur représentative représentatif au-dessus du niveau du sol qui est définie en fonction de la hauteur de l'éolienne au niveau du moyeu Où z_{hub} et le diamètre du rotor D :

$$\text{Hauteur de givrage du } rotor = z_{hub} + 1/3 D.$$

Dans son livre sur les turbines éoliennes en climats froids, Battisti [11] a classifié les paramètres affectant l'accrétion de glace comme étant :

- Paramètres dépendant du site : comme la pression atmosphérique, la température et la vitesse de l'air ;

- Paramètres météorologiques : comme la teneur en eau liquide (LWC), le diamètre volumétrique médian (MVD) et l'humidité relative (RH) ;
- Paramètres opérationnels comme la vitesse de rotation du rotor ;
- Paramètres de la conception géométrique de la turbine comme les longueurs des cordes des profils des pales ;
- Paramètres liés aux systèmes de protection contre le givrage, comme la puissance thermique et la température minimale de la surface de pale.

Battisti [11] a également classifié les principaux paramètres qui définissent un événement de givrage selon leur disponibilité pour le secteur éolien par rapport à l'aéronautique. Certains paramètres météorologiques comme le teneur en eau liquide et le diamètre volumétrique médian des gouttelettes sont difficiles à estimer à très basses altitudes. Des corrélations empiriques en relation à des phénomènes météorologiques complexes provoquant le givrage sont difficile à déterminer. En outre, les instruments utilisés pour l'estimation de ces paramètres pour les éoliennes sont dispendieux [28, 30].

Des événements de brouillards givrants et de neige fondante ont été repérés et observés lors d'une campagne de mesure sur un site des parcs éoliens à Murdochville au Québec [35]. Extraits de ces données sont utilisés dans cette étude afin de créer une banque de données sur les pertes aérodynamiques due au givrage.

1.1.4 Apparition d'un événement de givrage

L'événement de givrage est le résultat d'une combinaison probabiliste de facteurs et dépend d'un ensemble de conditions météorologiques. Une illustration graphique des conditions menant au givrage est définie par la zone partagée représentée à la Figure 3 [11] :

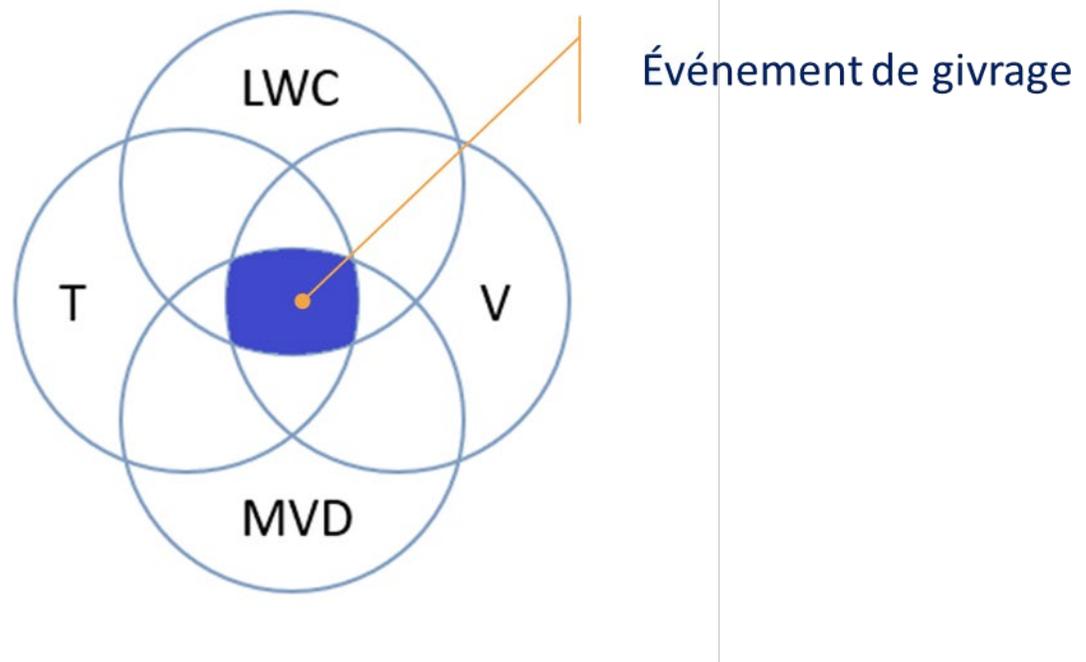


Figure 3. Conditions d'apparition du givrage selon les paramètres ayant le plus d'influence selon l'étude de Lozowski, et al. [27]

1.1.5 Phases d'un événement de givrage

Un évènement de givrage est caractérisé par le début, la fin et la durée de l'évènement, la quantification de la glace accumulée sur les pales des éoliennes, l'identification de la forme et du type d'accrétion, l'estimation des pertes de production et l'estimation de l'énergie nécessaire pour les SPCG. Le givrage est décrit par les évènements suivants [36] :

1. **Givrage météorologique** : C'est la période pendant laquelle les conditions météorologiques (température, vitesse du vent, teneur en eau liquide, la distribution de gouttelettes) permettent l'accumulation de glace.
2. **Givrage instrumental** : C'est la période pendant laquelle la glace est présente / visible sur une structure et / ou sur un instrument météorologique.

3. **Givrage du rotor** : C'est la période pendant laquelle la glace est présente sur la pale de rotor d'une éolienne. En raison des différences de dimension, de forme, de vitesse d'écoulement et de vibrations par rapport aux instruments sur la nacelle, le givrage du rotor n'est généralement pas équivalent au givrage instrumental. Typiquement, le temps d'incubation et le temps d'ablation pour le givrage du rotor sont plus courts que pour le givrage instrumental. De plus, la durée du givrage du rotor diffère fortement pour une éolienne au repos par rapport à une éolienne qui fonctionne dans des conditions givrantes.
4. **Période d'incubation** : C'est le temps écoulé entre le début du givrage météorologique et le début du givrage instrumental / givrage du rotor. Il dépend de la surface et de la température de la structure.
5. **Période d'accrétion** : C'est le temps pendant lequel la glace se développe (formation de glace).
6. **Période de persistance** : C'est la durée totale pendant laquelle la glace reste sur une structure (pas de croissance de glace, pas d'ablation).
7. **Période de récupération (ablation)** : C'est la durée totale pendant laquelle la glace est retirée de la structure par des moyens naturels. L'ablation comprend la fonte, l'érosion, la sublimation et l'éjection de la glace (la récupération complète des performances de l'instrument). Cela indique également le temps qui s'écoule entre la fin du givrage météorologique et la fin du givrage instrumental / rotor. L'ablation ou la fonte de la glace est un sujet d'étude complexe pour lequel les connaissances sont pour le moment peu développées.

Il est important d'évaluer les caractéristiques du givrage atmosphérique propres au site en relation avec la production d'énergie éolienne. Les principales caractéristiques comprennent l'intensité, la durée et la fréquence des événements de givrage, ainsi que la charge maximale de glace et le type de glace. La mesure des caractéristiques de givrage propres au site permet d'évaluer la perte potentielle de givrage et les exigences relatives aux

SPCG. La variation interannuelle du givrage est généralement beaucoup plus grande que celle de la vitesse moyenne annuelle du vent, ce qui rend les corrélations à long terme aux mesures de givrage du site à court terme extrêmement importantes [36].

1.1.6 Classification de la sévérité du givrage

La classification de la sévérité du givrage pour les éoliennes est importante puisque des études empiriques ont prouvé que la perte de production de l'éolienne est proportionnelle à l'intensité de l'épisode de givre [28, 37].

La première étape de l'élaboration d'un projet d'énergie éolienne pour un site potentiel en climat froid est de vérifier s'il s'agit d'un site de climat à basse température, d'un site de climat de givrage ou les deux. Si le site est un site de givrage, il est également nécessaire de définir, pour ce site spécifique, la classe de sévérité de givrage selon la classification de givrage par l'Agence Internationale de l'Énergie (IEA) [34].

Tableau 1.
Classification de givrage par l'IEA.

Classe de givrage selon IEA *	Givrage météorologique	Givrage instrumental	Pertes énergétiques
	Taux de gel annuel (% de jours de gel par année)	Taux de gel annuel (% de jours de gel par année)	Pertes annuelles (% de la production annuelle)
5 (sévère)	>10	>20	> 20
4 (modéré à sévère)	5-10	10-30	10-25
3 (modéré)	3-5	6-15	3-12
2 (léger à modéré)	0,5-3	1-9	0,5-5
1 (léger)	0-0,5	<1,5	0 - 0,5

* Cette classification a été validée mais avec plusieurs simplifications [7]

La classification du givrage se réfère aux conditions de givrage à long terme. Elle fournit une première indication sur la sévérité du givrage et ses conséquences sur un site

donné. Dans les phases ultérieures du projet, il est fortement recommandé d'effectuer des analyses plus détaillées sur les conditions de givrage propres au site et sur les conséquences possibles du givrage sur le site considéré [34].

1.1.7 Les régimes de l'accrétion de glace

En raison de la particularité de l'eau en surfusion et des phénomènes complexes de changement de phase, il existe deux régimes principaux de l'accrétion de glace : le régime sec (le givre) et le régime humide (le verglas). Ce qui détermine le type de régime résultant de l'accrétion, c'est la capacité du milieu ambiant d'absorber la chaleur latente de solidification [30].

❖ Le régime sec - le givre (*Rime Ice*)

L'accrétion de glace s'effectue en régime sec lorsque la teneur en eau liquide est inférieure à la limite de Ludlam (L.L.)¹, la température de la surface est inférieure à la température de congélation de l'eau et la fraction solide est égale à 1 car toutes les gouttelettes d'eau en surfusion collectées se solidifient instantanément à l'impact en formant un noyau de congélation pour les autres gouttelettes. Le givre est constitué d'une surface rugueuse composée d'une glace de faible densité qui est opaque et laiteuse, car un nombre élevé de bulle d'air est emprisonné à l'intérieur de la structure de glace [14].

❖ Le régime humide - le verglas (*Glaze Ice*)

L'accrétion s'effectue en régime humide lorsque la teneur en eau liquide est supérieure à la limite de Ludlam, la température de surface avoisine la température de solidification de l'eau et la fraction solide est comprise entre 0 et 1 car seulement une partie des gouttelettes

¹ En 1951, Ludlam a identifié les régimes de givrage en étudiant l'accrétion de glace sur un cylindre tournant. Il a démontré que le taux d'accrétion de glace est déterminé par la teneur en eau liquide, pour une température et une vitesse donnée d'un écoulement non perturbé. La Limite de Ludlam (L.L.) est donc la teneur en eau liquide critique qui définit la croissance du régime sec ou humide [14] G. Fortin, *Simulation de l'accrétion de glace sur un obstacle bidimensionnel par la méthode des bissectrices et par la modélisation des ruisselets et des gouttes de surface*. Université du Québec à Chicoutimi, 2003..

d'eau en surfusion collectées se solidifie. Cependant, une certaine quantité d'eau reste emprisonnée à l'intérieur de la matrice de glace formant de la glace spongieuse ou s'écoule sous l'effet des forces aérodynamiques. Le verglas (en régime humide) est plus important et il déforme considérablement le profil aérodynamique à cause de la formation de cornes [15]

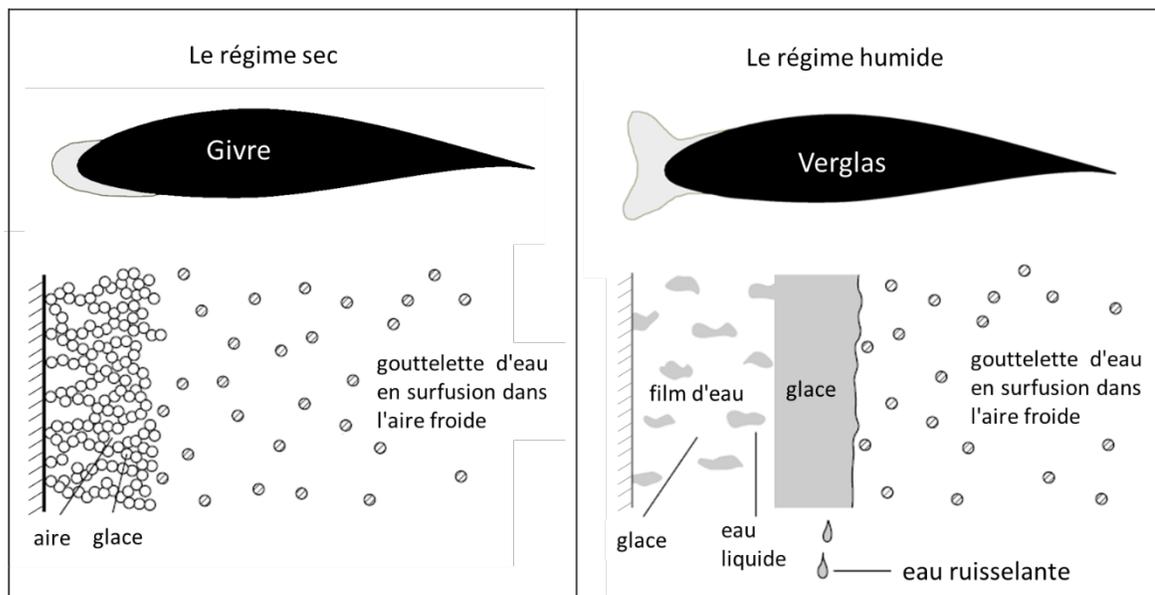


Figure 4. Schéma du givre et du verglas au bord d'attaque d'un profil aérodynamique avec le mécanisme de formation de deux type de givrage [21]

En général, le givre² a moins d'impact sur la performance que le verglas, mais en raison de la rugosité de la surface, une couche mince du givre peut produire une diminution significative de performances par rapport au profil propre.

Les zones illustrées dans la Figure 5 représentent trois types de givrage :

- **Le verglas** : généralement clair et se caractérise par la présence de grandes protubérances, communément appelées cornes.

² Pour éviter toute confusion, le mot givre peut-être utiliser pour signifier toute sorte de givrage (glace, verglas, gel, givre, ... etc.), pas seulement le régime sec du givrage. C'est un mot fréquemment utilisé dans la littérature pour parler de toute sorte de givrage.

- **Le givre dur** : granuleux, blanc ou translucide, densité 600–900 kg/m³
- **Le givre doux** : blanc ou opaque, densité : 100–600 kg/m³.

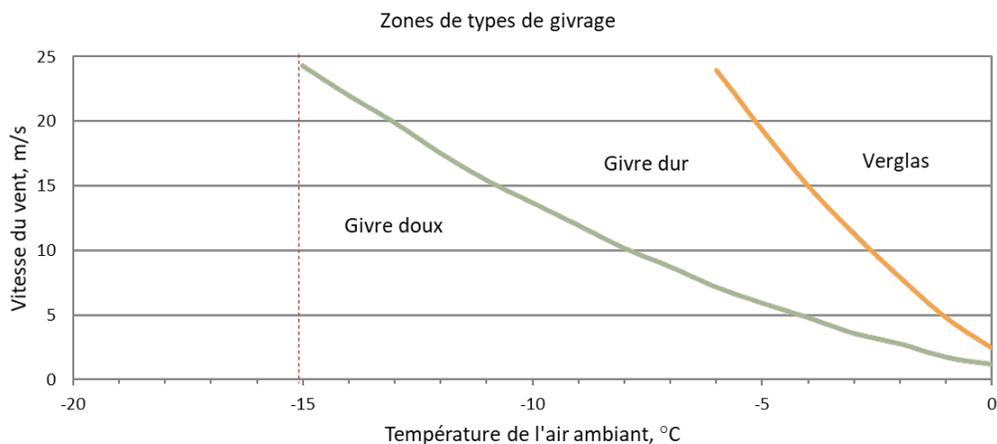


Figure 5. Relation empirique tirée de l'ISO 12494 ISO12494. [38] indiquant trois zones du type de glace en fonction de la température et la vitesse du vent

1.2 L'ETAT ACTUEL DE LA PREVISION DU GIVRE

La détection du givre et la mesure du givre fournissent des informations essentielles afin d'évaluer le rendement énergétique réaliste pour un site donné. En plus, des détecteurs de givre montés sur des nacelles ou sur les pales peuvent être utilisés pour le contrôle des SPCG dans les parcs éoliens en exploitation.

Idéalement, il est nécessaire de prévoir des instruments capables de mesurer le givrage de manière fiable et automatique, fournissant des informations sur la durée du givrage météorologique et instrumental, ainsi que sur l'intensité du givrage et les mesures de la charge de glace. Il serait également idéal d'avoir des instruments capables de mesurer la teneur en eau liquide dans l'air et le diamètre volumétrique médian des gouttelettes afin de vérifier les résultats des modèles numériques. Mais en réalité, l'état actuel des technologies de détection de la glace n'est pas si mature, et malgré les progrès réalisés sur la technologie des capteurs au cours de la dernière décennie, de nombreuses technologies de détection de glace attendent

toujours une validation adéquate. Il est actuellement difficile de prédire adéquatement l'apparition du givrage ou de mesurer en temps réel l'intensité du givre accumulé sur les pales des éoliennes [39].

En plus d'utiliser des capteurs de vent chauffés et non chauffés pour détecter le givrage, la glace peut également être détectée à l'aide de dispositifs spécialisés. Un certain nombre d'instruments sont actuellement disponibles à cette fin, bien qu'aucun instrument ne puisse être utilisé pour détecter toutes les phases de givrage. Pour cette raison, de nombreuses autres approches utilisent des capteurs météorologiques communs pour évaluer l'environnement de givrage, cela inclut l'utilisation de capteurs tels que les capteurs de visibilité, les célomètres pour mesurer la hauteur du plafond nuageux, la charge de glace qui peut être mesurée directement et d'autres paramètres météorologiques peuvent être mesurés pour déterminer les conditions du givrage.

Le type de technologie et le paramètre mesuré doivent être ajustés pour s'adapter à la phase du projet éolien. Le niveau de maturité varie beaucoup entre les différentes méthodes et capteurs. Parmi les techniques utilisées pour la détection du givre [13, 40-42]:

- Utilisation des sondes pour détecter la présence du givre, estimer la masse de glace et le teneur en eau liquide dans l'air. Le principe de la sonde mesure la diminution de la fréquence naturelle d'oscillation entraîné par l'accumulation de glace sur un cylindre. Les variations de la fréquence sont détectées et transformées en tension. C'est une technique utilisée initialement pour détecter le taux d'accumulation de glace dans les nuages sur les avions [43].
- La mesure de la température et l'humidité relative ou la détection du point de rosée et l'utilisation de leurs valeurs critiques comme indices de la présence de glace.
- L'utilisation d'une combinaison d'anémomètres chauffé et non-chauffé.
- L'utilisation des détecteurs de vibration.
- L'utilisation des détecteurs de bruit qui indiquent la présence du givre.

- L'utilisation des détecteurs du mouvement de l'éolienne sur un axe vertical.
- Appréciations par caméra vidéo et analyse d'images.
- Observation de la diminution de puissance de sortie en supposant que la réduction de la puissance produite est le résultat de la présence du givre. Les inconvénients de cette méthode sont que la glace ne peut pas être détectée pendant l'arrêt du rotor et que la puissance réduite peut être le résultat d'un autre phénomène, tel que le désalignement de lacet de l'éolienne.
- Divers : Inspection visuelle, l'utilisation de pluviomètres, mesure de la température et de la pression atmosphérique, ou une combinaison de ces techniques.

L'estimation du givrage atmosphérique à l'aide d'une combinaison de températures de l'air inférieure à 0°C et d'humidité relative élevée (HR) n'est pas recommandée, car elle surestime considérablement la fréquence du givrage. Bien que l'humidité relative et la température ne puissent pas être utilisées pour identifier les périodes de givrage, elles peuvent toujours être utilisées pour exclure l'occurrence de givrage. Les petites gouttelettes d'eau ont tendance à être transportées autour d'une structure sans la heurter, et donc, ne produisent pas de glace même avec une HR élevée [34].

1.3 METHODES DE PROTECTION CONTRE LE GIVRE

Les systèmes de protection contre le givre (SPCG) peuvent être classifiés en systèmes actifs (antigivrage et dégivrage) et en systèmes passifs. Les systèmes passifs n'ont pas besoin d'énergie pour fonctionner. Les revêtements, par exemple, modifient les propriétés physiques de la surface de la pale pour empêcher ou réduire la formation de glace. Les méthodes actives nécessitent de l'énergie pour fonctionner, sous forme thermique, chimique ou mécanique [19]. Concernant les systèmes actifs, il existe deux principes pour l'élimination de la glace [15] :

- I. *Principe de dégivrage (De-Icing)* : Cette technique est la moins coûteuse car elle permet à une petite quantité de glace de s'accumuler avant d'être éliminée. Dans ce cas, un détecteur de givre est nécessaire pour chaque pale.
- II. *Principe Anti givrage (Anti-Icing)* : Cette technique n'accepte aucune formation de givrage sur les structures en utilisant des équipements électrothermiques, écoulement d'air chaud, des bottes pneumatiques etc. Ces systèmes maintiennent la température de la surface de la pale au-dessus de la température de congélation mais ils ont besoin beaucoup plus d'énergie que le principe de dégivrage. Ils sont plus efficaces seulement quand il y aura de congélation à haute fréquence et quand la sécurité est menacée.

Dans les systèmes d'antigivrage, la glace ne peut pas se former tout au long du processus, tandis que dans les systèmes de dégivrage, la glace est éliminée après sa formation. Actuellement, la plupart des systèmes sont de dégivrage tels que des systèmes à flux d'air chaud, à micro-ondes ou des systèmes électrothermiques ainsi que des dégivreurs pneumatiques et des revêtements antigel. La plupart des systèmes d'antigivrage actifs sont thermiques. Fakorede [18] a déterminé certains éléments à considérer pour l'optimisation des systèmes thermoélectriques de protection contre le givre comme : le degré de maturité de la technologie, la durée de vie du système, l'efficacité de la protection, le coût investissement, le coût d'opération, la pollution chimique, etc.

1.4 EFFET DU GIVRAGE SUR LA PERFORMANCE AÉRODYNAMIQUE DU PROFIL

Le givrage affecte considérablement la distribution de pression et le développement de la couche limite et, par conséquent, les caractéristiques aérodynamiques des profils givrés, spécifiquement les coefficients de portance et de traînée. Lorsque la glace s'accumule sur les pales, les profils aérodynamiques des sections des pales se déforment considérablement, provoquant une dégradation rapide des performances aérodynamiques caractérisée par une diminution de la finesse aérodynamique (le rapport portance/traînée C_l/C_d) du profil (voir la Figure 6. ci-dessous).

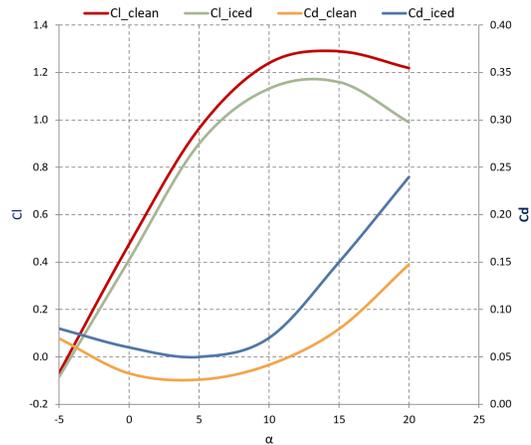


Figure 6. Courbes des coefficients de portance et de traînée des profils givrés @Fahed Martini

C'est la forme plutôt que la masse de la glace accumulée qui explique la diminution de la production d'énergie des éoliennes [11]. L'étude bibliographique montre qu'il y'a beaucoup d'efforts déployés en aéronautique pour lier différentes formes de profil givré à une baisse de performance mais moins de recherches en génie éolien [11]. On remarque les études de Li et al., qui ont introduit des paramètres adimensionnalisés par rapport à la longueur de la corde du profils et la surface et le volume de la pale afin de caractériser la forme des profils givré [44, 45]. Knop et al., ont introduit de nouveaux paramètres pour caractériser plus en détail la forme de givre et la forme du verglas en fonction de V, T, LWC et MVD [46]. Au centre de recherche appliquée Nergica (précédemment nommé TechnoCentre Éolien), il y avait des tentatives pour classer les profils givré basés sur la norme ISO 12494 [47]. Potentiellement, un tour d'horizon des énormes travaux expérimentaux entrepris dans le domaine aéronautique parait instructif pour recueillir des indications sur le mécanisme de dégradation des performances des éoliennes [11]. Cependant, ce sont les pertes aérodynamiques qui influencent le plus la perte de production des éoliennes due au givrage, conséquence de la déformation géométrique des profils de la pale. Pour cette raison, nous avons focalisé cette étude sur la prédiction des pertes aérodynamiques des profils givrés.

1.5 CONCLUSIONS

Grâce au développement technologique, l'utilisation de la dynamique des fluides numérique (CFD) pour la conception et l'analyse des éoliennes est de plus en plus répandue et permet une meilleure compréhension des phénomènes aérodynamiques sur le champ d'écoulement du rotor [48]. Les principes de fonctionnement et la production d'énergie éolienne en conditions givrantes ont été répertoriés dans plusieurs études et projets dans la littérature. Régulièrement, il y a des rapports publiés sur le sujet confirmant l'augmentation de l'intérêt pour le givrage des éoliennes. Parmi eux, la publication du centre de recherche technique VTT de Finlande (IEA Wind Taks 19 [49]) et la conférence internationale Winterwind y sont dédiées [11]. Plusieurs études de modélisations et simulations du givrage des éoliennes ont été conduites dans la littérature. Cependant, jusqu'à la fin des travaux de cette thèse, ils étaient limités à certains scénarios des conditions météorologiques et opérationnelles. Ils faisaient analyser les profils givrés dans des conditions spécifiques et, parfois, déduisaient les pertes aérodynamiques. La majorité sont des scénarios des conditions similaires en utilisant différents solveurs pour principalement deux éoliennes de référence proposées par NREL (National Renewable Energy Laboratory – USA), soit NREL Phase VI et NREL 5MW. Plusieurs études sont des simulations quasi-3D basées sur l'approche mixte CFD-BEM pour évaluer la perte de puissance dans certaines conditions givrantes. À notre connaissance, aucune étude n'a mené des simulations tridimensionnelles pour une éolienne au complet avec les trois pales en rotation. Une analyse critique avec un tableau de résultats de l'étude bibliographique élaborée sur les approches de modélisation du givrage des éoliennes sont synthétisées dans un article de revue dans le chapitre suivant.

CHAPITRE 2

ÉTUDE DE SYNTHESE DES APPROCHES DE MODELISATION DU GIVRAGE DES EOLIENNES

Ce chapitre présente une étude bibliographique sur les différentes approches de modélisation du givrage des éoliennes. C'est réalisé sous la forme d'article de revue publié dans la revue *Energies*. Titre: « Review of Wind Turbine Icing Modelling Approaches », Martini, et al. [50]. *Energies* **2021**, 14(16), 5207; <https://doi.org/10.3390/en14165207>

2.1 RESUME DE L'ARTICLE

La modélisation et la simulation comme alternative aux tests expérimentaux sont les principales techniques utilisées pour étudier l'accumulation de glace sur les éoliennes. Leurs principaux avantages sont le faible coût relatif aux moyens expérimentaux, leur efficacité et la facilité d'étudier des évènements extrêmes qui n'apparaissent que très rarement en pratique. La modélisation de l'accrétion de glace sur les éoliennes fait appel à des notions d'aérodynamique des éoliennes, à la modélisation des écoulements biphasiques et à la thermodynamique du givrage atmosphérique. Pour compléter ces analyses, il est requis d'utiliser l'ingénierie assistée par ordinateur et des méthodes de résolution numérique des équations différentielles telles que les méthodes des éléments finis et des volumes finis.

Au cours de la dernière décennie, plusieurs études ont été menées pour simuler l'accrétion de la glace sur les pales d'éoliennes à l'aide de la dynamique des fluides numérique (CFD). Bien que cet article passe en revue les références, la théorie de la modélisation de l'accrétion de glace et les modules des calculs aérothermodynamiques provenant initialement de l'aéronautique, il met l'accent sur les approches et techniques utilisées dans le domaine

éolien. L'objectif est de comparer les différentes solutions et choisir celles qui sont les plus appropriées pour conduire une modélisation fiable du givrage pour les éoliennes.

Plusieurs études ont été menées pour reproduire la croissance de la glace sur les pales d'éoliennes à l'aide de la dynamique des fluides numérique (CFD) au cours de la dernière décennie. Les modèles numériques développés prédisent la forme et le taux d'accrétion sur les pales des éoliennes car le givrage affecte la géométrie des profils des pales et éventuellement les forces aérodynamiques résultantes (augmentation de la traînée et diminution de la portance). Certains modèles sont préparés pour identifier où la glace s'accumule sur un profil aérodynamique et combien de chaleur est nécessaire pour empêcher la formation ou éliminer la glace accumulée en fonction de la solution utilisée. Les sujets suivants ont été traités dans cet article :

- Aérodynamique de l'accrétion de glace sur les pales des éoliennes
 - Méthodes de simulation des écoulements aérodynamiques autour des pales d'éoliennes. Équations de Navier-Stokes. Modélisation de la turbulence, modélisation de l'effet de la rugosité
 - Les écoulements biphasiques : Les calculs de trajectoire des gouttelettes d'eau.
 - Formulation Lagrangienne
 - Formulation Eulérienne
 - Calculs thermodynamiques de l'accrétion de glace et la déformation géométrique des profils des pales.
 - Modélisation des systèmes de protection électrothermique contre le givre
- Vérifications numériques des approches de simulation de givrage et de la rugosité.
- Tableau synthèse des études sur la modélisation de l'accrétion de glace sur les éoliennes.

Review

Review of Wind Turbine Icing Modelling Approaches

Fahed Martini *, Leidy Tatiana Contreras Montoya and Adrian Ilinca

Wind Energy Research Laboratory (WERL), University of Québec at Rimouski, Rimouski, QC G5L 3A1, Canada;

LeidyTatiana.ContrerasMontoya@uqar.ca (L.T.C.M.); Adrian_Ilinca@uqar.ca (A.I.)

* Correspondence: Fahed_Martini@uqar.ca

Abstract: When operating in cold climates, wind turbines are vulnerable to ice accretion. The main impact of icing on wind turbines is the power losses due to geometric deformation of the iced airfoils of the blades. Significant energy losses during the wind farm lifetime must be estimated and mitigated. Finding solutions for icing calls on several areas of knowledge. Modelling and simulation as an alternative to experimental tests are primary techniques used to account for ice accretion because of their low cost and effectiveness. Several studies have been conducted to replicate ice growth on wind turbine blades using Computational Fluid Dynamics (CFD) during the last decade. While inflight icing research is well developed and well documented, wind turbine icing is still in development and has its peculiarities. This paper surveys and discusses the models, approaches and methods used in ice accretion modelling in view of their application in wind energy while summarizing the recent research findings in Surface Roughness modelling and Droplets Trajectory modelling. An additional section discusses research on the modelling of electro-thermal icing protection systems. This paper aims to guide researchers in wind engineering to the appropriate approaches, references and tools needed to conduct reliable icing modelling for wind turbines.

Keywords: wind turbine icing; modelling of ice accretion; icing simulation; CFD

1. Introduction

Due to the rising concern over climate change, actual global trends move increasingly toward reducing greenhouse gas emissions. Among these actions is the investment in the exploitation of clean energy resources. According to Natural Resources Canada, about 78% of global greenhouse gas emissions from human activity are from production and energy consumption [1]. Consequently, during the last few decades, investment in clean energy technologies has been growing progressively. Wind energy production has been booming to become a significant part of the energy market and research worldwide [2]. The “BP Statistical Review of World Energy2021” revealed that wind provided the most significant contribution to renewables’ global growth in 2020 [3]. In Canada, electricity generation from renewable sources increased by 16% between 2010 and 2018, and wind energy has the most considerable growth [1]. Kumar, et al. [4] discussed the trends and the available technologies developed for wind energy in conjunction with their applications and devices of operation [4]. However, this technology is highly dependent on its geographic location.

In the Nordic countries, the wind potential is very high in winter; the wind is stronger, and air density is higher. Therefore, countries with a high wind potential and intensive cold climates aim to promote the exploitation of wind power resources [5]. The cumulative wind capacity installed in northern climates throughout Scandinavia, North America, Europe and Asia was around 127 GW at the end of 2015, with an annual predictable growth rate of 11.7 GW by 2020 [6]. However, for operating in severely cold climates, wind technology must adapt to challenging conditions with frequent low-temperature events and, in particular, icing. Figure 1 shows wind turbines in icing conditions in Canada.



Figure 1. Éole farm in icing conditions, Cap-Chat, Quebec, Canada. In the photo appears the largest vertical axis wind turbine. @Fahed Martini.

Wind Turbine Icing is the phenomenon of ice build-up mainly on wind turbine blades. It is a common problem in Nordic countries, which has severe consequences on the operation and the life cycle of wind turbines. When wind turbine blades are subjected to supercooled water droplets under specific meteorological conditions, ice starts to build forward in different forms, types, and severities. The deposition of ice on the blades may affect the turbine's structural integrity, causing much damage to the turbines and the surrounding areas. Safety hazards have been reported, such as the throwing of large chunks of ice may threaten the safety of the public, employees, and nearby roads and facilities [7]. Various types of icing consequences have been stated by the cited sources [8–12]. However, it is the shape rather than the mass or dimensions of ice that significantly impact wind energy production [7]. The accumulation of ice on the leading edge of blade section airfoils, even in small quantities, results in significant consequences on power production of the wind turbine due to the degradation of the aerodynamics performance associated with the iced airfoil deformation [7].

Research into wind turbine icing is a developing discipline with limited available resources for investigations [13]. Given that the phenomenon of ice accumulation is physically complex, the optimization of wind turbines operating under icing conditions depends essentially on experiments. However, experimental tests and wind farm observations being relatively costly and having many operational difficulties; numerical simulation has increasing importance as a means of compliance. By reproducing the ice accretion progression on wind turbines blades, a numerical simulation approach makes it possible to conveniently provide information on the aerodynamic and energy production losses, energy required for de-icing for different wind turbine configurations and weather conditions [14,15]. As computational cost drops, the use of computational fluid dynamics (CFD) for wind turbine design and analysis is becoming increasingly widespread. It results in a better understanding of the phenomenon and its consequences on wind turbines [16]. Thanks to the development of advanced icing simulation tools for aeronautics, the bibliographic study showed increasing interest in modelling and simulation research adapting these tools for wind turbine icing simulation during the last decade. The most commonly used icing simulation tools are LEWICE, developed by NASA and ANSYS FENSAP-ICE, developed by NTI Inc. The latter is often used recently in the literature for wind turbine icing due to its availability and integration with Ansys FLUENT and CFX. (see Figure 2). Based on what has been mentioned above, it is appropriate to review wind turbine icing modelling and provide engineers, analysts, or similar professionals in computational wind energy with icing simulation tools primarily validated with the operational conditions of wind turbines.

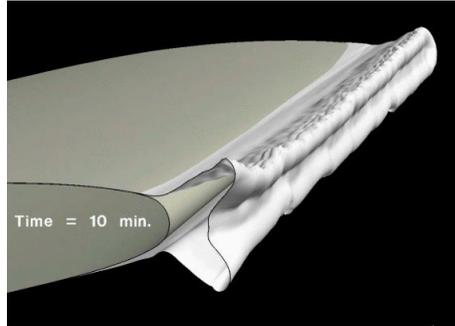


Figure 2. A shot of a dynamic ice accretion simulation at the surface of a wing using ANSYS-FESAPICE. Image was extracted from ANSYS webinar titled “Accelerating the Aircraft Icing Certification Process Using Simulation”.

Unlike the previous icing studies, this paper, in addition to highlighting the problem of wind turbine icing in northern climates, focuses on the actual state-of-the-art of ice modelling and simulation. It provides guidelines to the knowledge needed for modelling the phenomenon and examines the numerical methods used to analyze ice. It provides the best practices and recommendations for the simulation of ice accretion on wind turbines. After reviewing hundreds of references available in the literature on wind turbine icing, investigations have been carried out on the art of modelling ice accretion, from the applicable theory and various mathematical and physical models to the methodological approaches adopted to conduct reliable modelling in this domain. The objective is to present and recommend trustworthy modelling tools that are capable, via numerical simulations, of predicting and quantifying icing and eventually adapting the wind turbines to handle severe winter conditions.

The present paper is structured as follows: Section 2 summarizes the computational approaches employed in the simulation of ice accretion. Section 3 reviews the different CFD modelling and simulation of ice accretion studies reported in the recent literature, including 2D, quasi-3D and 3D simulations. Finally, Section 4 summarizes the principal results and presents the main conclusions.

2. Computational Models for Ice Accretion

The ice shape and mass prediction use successive airflow calculations, supercooled water droplets trajectories to determine the captured water mass, and heat and mass balance on the blade surface. The latter is also beneficial for the design of icing protection systems [7]. However, icing is not a steady process. As ice builds up, the airfoil geometry changes progressively, which affects the subsequent flow analysis. Therefore, we adopt an approach that accounts for geometry deformation in multiple time steps for more detailed ice form estimation. This requires a finite loop of calculation until we cover the entire estimated period of ice accretion [7,17,18].

Typically, the computational procedure for ice accretion is a time-step iterative process. It requires considering four consecutive modules of calculation: flow field aerodynamic calculations, particle trajectory calculations, thermodynamic analysis and ice geometry generation. All the modelling techniques mentioned above uses partial differential equations that require numerical solutions. This section outlines the mathematical models that describe the modules to be adopted when modelling ice accretion on wind turbine blades’ airfoils.

2.1. Aerodynamic Modelling

It is essential to simulate the aerodynamic behaviour of clean and iced airfoils to estimate the ice accretion on a wind turbine. Airflow calculations generate the vector field of the continuous fluid phase flow around the airfoil or the wind turbine’s blade. The Navier-Stokes equations govern fluid motions. For real fluid flows, where the effect of viscosity is present, these equations are nonlinear. There is no analytical solution for these second-order differential equations. Therefore, numerical solutions are indispensable. For efficient multiphase flow simulations, the most advanced 3D models such as those in the Fluent software use a combination of finite

element and finite volume methods to solve the Reynolds-averaged Navier–Stokes (RANS). The last approach makes it possible to analyze real (viscous and compressible) and turbulent flows. This is efficiently used for two and three-dimensional flows [19]. The general form of the momentum equation for an elementary volume for a Newtonian fluid (Navier–Stokes equation) is expressed as:

$$\rho \frac{d\vec{V}}{dt} = \rho \vec{g} - \nabla p + \mu \Delta \vec{V} \quad (1)$$

The numerical solution of the RANS equations requires significant time and computational resources. Therefore, assumptions are adopted to simplify these equations, such as considering inviscid fluid, incompressible, irrotational or Newtonian flows. Three simplifying methods have been used in aeronautics to compute the flow field: conformal mapping method, panel method and Eulerian approach [20,21]. The two latter methods are also implemented for wind turbines [22–25]. Limitations should be noted when applying these simplifying methods [20]. The aerodynamic codes that use the Panel method or Euler’s equations (non-viscous fluid) for modelling two-dimensional non-viscous potential flows have obvious limitations over the quality of the results [14].

$$\rho \frac{d\vec{V}}{dt} = \rho \vec{g} - \nabla p \quad (2)$$

Alternatively, a combination of the two methods can be used; the panel method is used to facilitate simulation, and the Navier-Stokes equations validate the calculations [12]. Homola, et al. [26] used this technique to estimate the effect of temperature and droplet size on ice accretion on the 5 MW virtual NREL wind turbine blades. The numerical simulations were carried out using a combination of a panel approach and computational fluid dynamics-based techniques. The numerical modelling was conducted in two steps: first, TURBICE (a panel method-based code developed at the Technical Research Center of Finland [25]) was used to reproduce the iced profiles, and then CFD simulations using FLUENT were used to compare the aerodynamic characteristics of the clean and iced airfoils. The iced airfoils generated by TURBICE were used in FLUENT to calculate the iced-airfoil aerodynamic coefficients [26]. Figure 3 illustrates the framework underlying the aerodynamic numerical analysis using the Computational Fluid Dynamics (CFD).

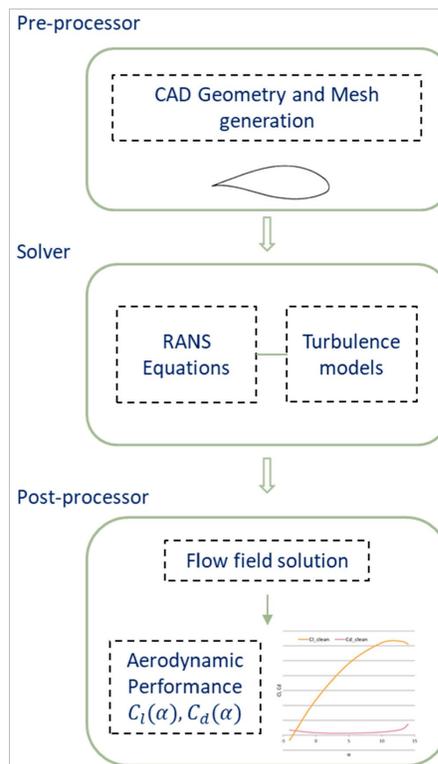


Figure 3. The framework used in CFD for aerodynamic analysis of 2D airfoil. @Fahed Martini.

2.1.1. Turbulence Modelling

Turbulence can be expressed as a stochastic process. Flow is turbulent in almost all cases of wind turbine applications, extremely in the presence of ice. Due to the complexity of turbulent flows, there is no analytical theory to predict velocity fluctuations in these flows adequately. It is, therefore, important that turbulence modelling is in concordance with the numerical solution of the flow nonlinear partial differential equations. Depending on statistical tools rather than purely physical methods, turbulence may be expressed in time-averaged equations of fluid flow motion. The Reynolds-Average statistical approach is employed in these cases. For that, CFD is usually expressed as the solution of Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) equations for turbulence modelling. Turbulence models are discussed in detail in the seventh chapter of Schaffarczyk's book within CFD application for wind turbine aerodynamics [27].

Several models are usually used in CFD simulations to account for turbulence evolution inflows. However, three of them, namely, Spalart-Allmaras, $k-\epsilon$, and $k-\omega$ SST have been widely used in flow simulations. These models, implemented in ANSYS Fluent, refer to the Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) family of turbulence models [28], have been extensively examined in the literature for both clean and iced wind turbines [29,30].

SPALART-ALLMARAS Turbulence Model

The Spalart-Allmaras is a one-equation model. This additional equation is used to model the turbulence viscosity transport. Initially developed for aerospace applications, this turbulence model is widely used for wind turbines due to its compromise between acceptable computational cost and the required accuracy for simulating the turbulent flow [31,32].

When simulating ice accretions on conductors, wind turbines and aircraft, some authors [32,33] pointed out that the Spalart-Allmaras model is the best performing. Based on icing simulation studies carried out for aeronautical purposes using both the SpalartAllmaras and $k-\omega$ SST turbulence models, Mortensen [34] found

that the solution using the Spalart-Allmaras model converges faster and more easily than that with the $k-\omega$ SST model. Makkonen, et al. [33] stated that Spalart-Allmaras as a one-equation turbulence model is easy to solve and is suitable for simulating the airflow during ice accretion on conductors, wind turbines and aircraft.

k- ϵ Turbulence Model

The $k-\epsilon$ is a two-equation turbulence model. The two equations are based on the turbulent kinetic energy (k) and the dissipation rate (ϵ). The simplest, the standard $k-\epsilon$ model, proposed by Launder and Spalding [30], assumes that the flow is fully turbulent and, hence, gives better results for ice accretion simulation. As mentioned previously, when ice is accreted on wind turbine blades, the aerodynamic form of airfoils deforms drastically. This leads to more turbulence in the boundary layer on the suction side of the airfoil. A more developed $k-\epsilon$ turbulence model, RNG $k-\epsilon$, based on renormalization group theory [35], has correction terms for swirling flow, low Reynolds number flow, and flow with high-velocity gradients. Therefore, the $k-\epsilon$ turbulence model is used as a compromise between acceptable computational cost and the required accuracy in simulating the fully turbulent flow [26]. Villalpando, et al. [29] used the RNG $k-\epsilon$ in a study intended for estimating the aerodynamic characteristics of wind turbines blade sections operating under icing conditions. They found, compared to the two other tested models ($k-\omega$ SST and Spalart-Allmaras), that the RNG $k-\epsilon$ model gives the highest prediction of lift at maximal lift angle, which is also affected by ice accretion. The model also predicts the smallest recirculation zone and the separation point that is closest to the trailing edge. Villalpando, et al. [29] stated that this model was adequate for simulating icing on wind turbines.

k- ω SST (Shear Stress Transport) Turbulence Model

This model, originally introduced by F. R. Menter [36], combines the standard $k-\omega$ model and the transformed $k-\epsilon$ model. It combines the specific advantage of each of these two models in different regions of flow; the standard $k-\omega$ model is activated near the blade's surface and the $k-\epsilon$ model away from the wall [30]. In modelling a wind turbine blade, the $k-\omega$ SST offers advantages related to studying the laminar-turbulent transition of the boundary layer at high angles of attack [37]. Several studies have used it to account for turbulence in wind turbine aerodynamic calculations [27].

Regarding the effect of icing on the aerodynamic simulation of wind turbines, the $k-\omega$ SST model has been examined in several studies for various types of iced airfoils. Villalpando [38] used the $k-\omega$ SST model to study flow around an iced wind turbine NACA 63-415 airfoil using the commercial package FLUENT [38]. The $k-\omega$ SST model was found to be more accurate to account for the boundary limit separation of the iced airfoils, especially for simulating the operation under high angles of attack [39]. It also can handle the recirculation zones and accurately predict flow separation [29]. The $k-\omega$ SST model has been shown to work best for flows with strong adverse pressure gradients [40,41], being able to describe the generation of specific vortices at the trailing and leading edges [42].

The effect of turbulence models on the aerodynamic performance of wind turbines has been discussed in several studies [29,30,37,43]. Pedersen and Yin [44] conducted an icing simulation study on a wind turbine airfoil using the three mentioned turbulence models. Lift and drag coefficients were the variables of interest. The comparisons were made with experimental data and information available from the literature. They concluded that the $k-\omega$ SST is the most appropriate turbulence model for icing simulations for wind turbines. Some authors carried out their studies by implementing two turbulence models. For example, Hudecz, et al. [32] used the Spalart-Allmaras model during the first 500 iterations, providing an initial guess for the $k-\omega$ SST turbulence model to achieve more stable convergence.

2.1.2. Modelling of Surface Roughness

Roughness is a critical aspect of icing software accuracy. Blades' surfaces have a high sensitivity to roughness since it affects the boundary layer transition resulting in flow separation [23,45]. Any formation of ice on the airfoil can affect the turbine's energy output [16], and subsequently, the energy required by the icing protection systems. It is even worthwhile to account for roughness effects, which vary throughout the evolution of ice shape growth, for every temporary stage of ice accretion estimation [23].

Several aircraft icing studies concluded that the roughness height is an important parameter to be integrated into wind turbine icing modelling since it affects the convective heat transfer coefficient estimation. Even with a thin film of ice, surface roughness can considerably increase the local heat transfer [46], which is the

critical parameter of heat balance analysis [16,47]. The effect of surface roughness on the heat transfer coefficient has been studied theoretically and numerically by Makkonen [48] and Szilder and Lozowski [49].

Among the most common correlations used to estimate the icing surface roughness over wind turbine blades is the Shin, et al. [50] sand-grain roughness model initially developed for aeronautics. The empirical correlation depends on the Shin and Bond formula, which estimates the small-scale surface roughness height k/c (mm) as a function of liquid water content (LWC) (g/m³), median volume diameter (MVD) (μm), airfoil chord length(c) (m), static temperature(T) ($^{\circ}\text{C}$) and the relative wind speed(V) (m/s) considered in the simulation. Based on the validation data available in the literature, a sand-grain roughness value of 5 mm has been determined to be an appropriate setting for most icing calculations [51]. Furthermore, the advanced commercial icing software runs implicit surface sand-grain roughness distribution calculations using the parameters considered for simulation. For example, FENSAP-ICE can integrate constant and variable sand-grain roughness distribution in its calculation [51].

2.2. Multiphase Modelling of Droplet Trajectories

The objective of the computation of supercooled water droplet trajectories is to figure out the ability of an airfoil to capture water droplets present in the flow. It is demonstrated through the graphical representation of the local collection efficiency along the airfoil curvilinear (see Figure 4). The local collection efficiency (β) represents the ratio of massflux of the impinging droplets to the mass-flux in the free stream. The collection efficiency is determined based on the velocity vector, and it allows for the estimation of the mass flow rate captured by the surface [52,53].

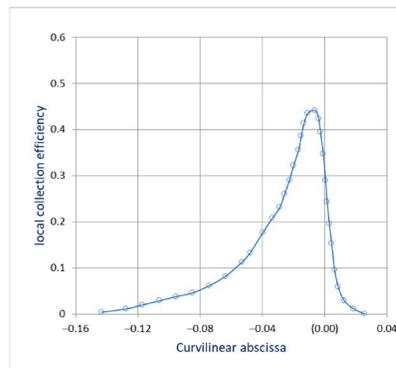


Figure 4. Determinations of the Local collection efficiency and impingement limits on the leadingedge of S809 airfoil at angles of attack of 4° [54].

For 2D problem calculations, as in the case of an airfoil, two impingement limits have to be determined for particle trajectory. For three-dimensional flow, the impingement limits may vary spanwise along the surface of the blade. When considering the rotation of the airfoil, the problem is no longer 2D, and it requires the adoption of four trajectories rather than two [7,55]. Some numerical codes consider the 3-D approach for the water impingement process (LEWICE, ONERA, FENSAP-ICE). It should be noted that droplets diameter affects the impingement limits determination. Median volume diameter (MVD) distribution can be used to calculate collision efficiency, showing a good approximation for a droplet spectrum [26]. When MVD approximation is used to calculate local collision efficiency, the impingement limits have to be established for each droplet size, and the impingement limits of the largest droplet diameter in the distribution are considered [7].

Figure 5 demonstrates an overview of droplet trajectory module calculations.

Ice accretion is a multiphase flow problem. It involves the combination of air as a continuous phase and supercooled water droplets as a dispersed phase. Water droplet trajectory calculations make it possible to obtain the local collection efficiency for complex geometric shapes, using two common approaches: the Eulerian approach and the Lagrangian approach [12]. The two approaches describe fluid motion in multiphase flows that include particles or droplets in two different ways [56]. However, the local collection efficiency can be obtained

with satisfactory results using either Lagrangian or Eulerian approaches. The advantage of each of the two approaches is linked to their precision. Otherwise, the efficiency should therefore be verified since the Lagrangian approach comprises a relatively high operating cost but possibly of the same order as the Eulerian approach for the same precision (compared to the mass flow hitting the surface).

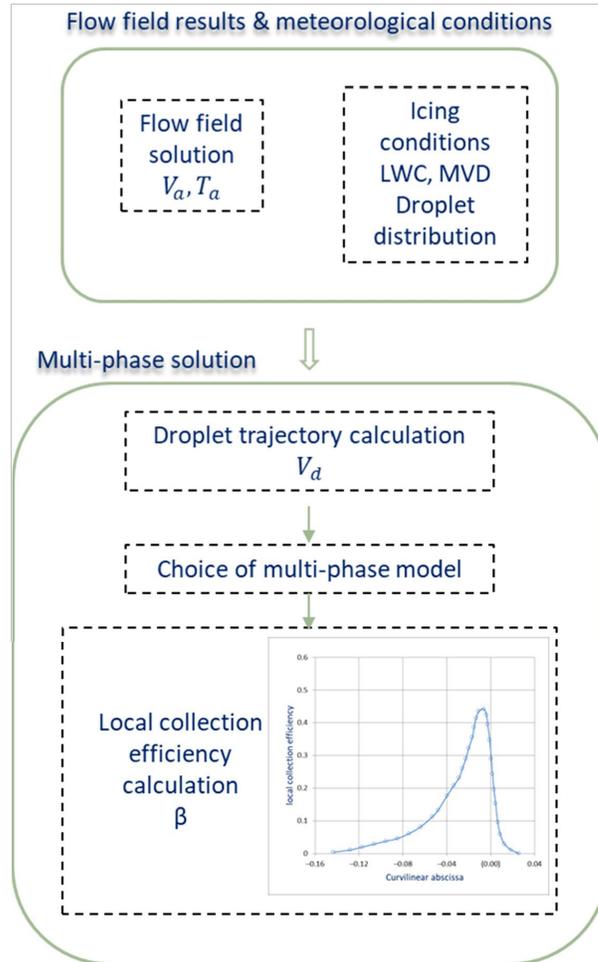


Figure 5. Overview of Droplet Trajectory Module @Fahed Martini.

2.2.1. Lagrangian Approach

With this approach, we track the supercooled water droplet trajectories as they cross the mesh. The precision of this method depends on the number of trajectories considered and the temporal discretization of the solution diagram. The velocity field is also an important factor in the accuracy of this method, which is directly related to the choice of the flow solver. Therefore, the Lagrangian method applies flawlessly to a flow solver with velocity potential, although it could also be applied to a Navier-Stokes or Euler solver. To be precise, the Lagrangian method must have recourse to several trajectories very close to each other, or even better, to call upon interpolation methods. The latter is relatively truthful insofar as the geometry does not offer significant discontinuities and where the flow is therefore locally homogeneous [57].

2.2.2. Eulerian Approach

This approach considers droplets in the air as a continuous phase and uses the concept of droplet volume fraction to represent the amount of water within a given control volume. The droplets velocity and the volume fraction of water are only computed at the nodes using the same grid and numerical techniques [57].

The Eulerian approach consists of establishing mass balances on the adjacent control volumes by solving mass, momentum, and energy conservation equations and resolving the Navier-Stokes equation for the fluid. The Eulerian approach needs a mesh in space and a solution for the velocity field on this mesh. The precision depends on the mesh quality and refinement, which are often dictated by the flow problem and not by the droplet trajectories or ice shapes. In addition, it must solve transport equations for each control volume over the entire domain, which adds to the simulation cost. On the other hand, there is no need to perform scanning to calculate trajectories or monitor whether there is an impact [7,58,59]. A clear advantage of the Eulerian approach is its evaluation of the mass flow, which is only approximated by the spatial discretization.

The Eulerian approach is more appropriate for determining the mass of water droplets that impinge on the surface [7]. This is because it defines a clear idea of the entire flow. Within the Eulerian approach, the local collection efficiency is calculated by the inner product of the normal surface vector and the velocity vector of the droplets times the droplet volume fraction [60]. Pedersen and Yin [44] also concluded that the Eulerian multiphase model is an appropriate sub-model for multiphase flow icing calculations for wind turbines [44].

2.3. Thermodynamic Modelling of Ice Accretion

This model is essential for analyzing the thermodynamic characteristics of the icing process on wind turbine blades during the impingement of the water droplets by considering the mass and energy balance on the blade surface. As previously stated in the theoretical concepts, the supercooled water droplets may not automatically freeze on impact like with rime ice accretion. Nevertheless, it may leave a fraction of the liquid water running back along the blade's surface to freeze downstream due to the insufficient heat transfer. This process is strongly related to mass and heat transfer, surface roughness, skin friction, and other relevant domains.

Based on the mass flux and heat balance, the freezing fraction of the incoming water droplets for a control volume can be calculated. Along with the droplet impingement computation, the amount and growth of ice formed in that control volume can be determined. The ambient temperature is critical for determining the type of surface involved: dry, wet, or liquid, and therefore the energy balance. For a temperature near the freezing point, the blade surface is fairly liquid, whereas, for glaze ice conditions, the surface is almost entirely wet. For rime ice conditions, the blade surface is mostly or entirely dry [12].

The thermodynamic analysis is traditionally based on the first-order differential equations of mass conservation and heat transfer developed by Messinger [61] and on the work of Lozowski [61–64]. The model of Messinger was initially developed for the measurements of LWC and to calculate the energy required for icing protection. In addition, Messinger introduced the concept of freezing fraction, as the fraction of impinging water that freezes within the impingement region. However, the model gives moderately good results for rime ice while the results are not enough satisfying for the glaze [7]. Figure 6 illustrates the thermodynamic module calculations based on the Messinger model for mass and energy balances.

For most ice simulation models, the liquid phase is not adequately represented, which is a simplification that limits the prediction quality of these models. However, this phase is always present, even in the dry mode, for very short moments, and it dominates the form of ice accretion [12]. The significance of the wet state phenomena is generally to assume that all unfrozen liquid, generated on a surface element, is completely entrained during a time increment and flows to the next surface element. When the supercooled water droplets do not freeze instantly upon hitting the object, the water droplets caught by the object's surface will coalesce and form surface drops. These drops, which are larger in diameter than the water droplets, make the surface element rough. It should also be noted that, without detailed simulation of the liquid phase, the local roughness, ice density, residual liquid water, chipping and splashing of supercooled water droplets are generally estimated using empirical correlations [12].

As an alternative for CFD, empirical models have been developed to quickly simulate the ice accretion on structures under different meteorological conditions. For example, Makkonen model, referenced in the ISO 12494 standard, is commonly used for ice accretion on cylinders [10,65]. This model, based on three fractions:

Collision efficiency, sticking efficiency and accretion efficiency [66,67], was later updated to include a more detailed treatment of wet snow growth to have more flexibility for a wide range of icing problems [68].

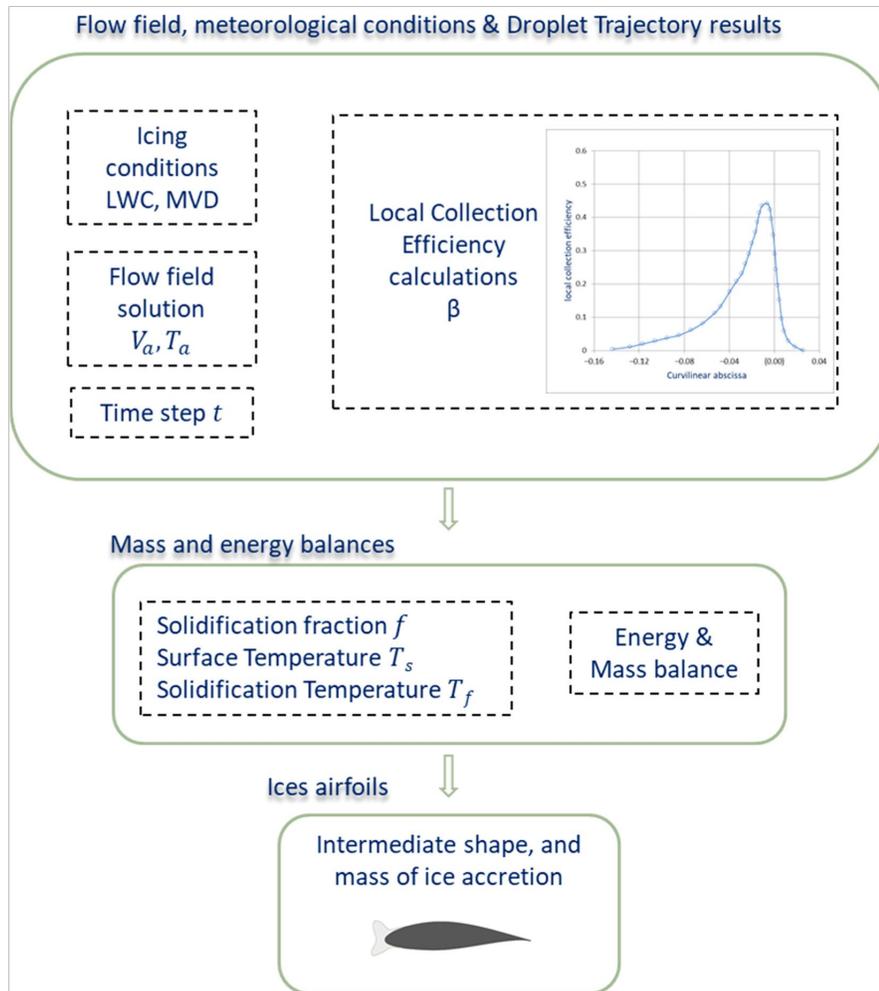


Figure 6. Overview of the Thermodynamic module based on Messinger model for mass and energy balances. @Fahed Martini.

3. Research Survey on Modelling and Simulation of Ice Accretion on Wind Turbines

Comparative information of the different studies of ice accretion on wind turbines is provided in a tabular format. Table 1 organizes information chronologically and provides the roughness model, the turbulence model, the principal parameters calculated (output parameters), and if the authors carried out a process of validation (experimental and numerical). This section analyzes the different modelling approaches by evaluating their suitability and adequacy for wind turbine icing simulation to identify the most adapted techniques and methodologies.

Table 1. Summary of ice accretion modelling studies for HAWT.

Authors	Software ¹	Roughness Model	Turbulence Model	Output Parameters	Validation
Homola, et al. [26]	TURBICE FLUENT	Shin et al., Model	$k-\varepsilon$	Ice shape. Streamlines around clean and iced profiles. Aerodynamic Coefficients. Torque Coefficient.	No
Muhammad S. Virk, et al. [69]	FENSAP-ICE	Shin et al., Model	Spalart-Allmaras	Ice shape. Accreted ice mass. Ice thickness.	No
Barber, et al. [70]	LEWICE CFX	N/A	N/A	Ice shape. Power Coefficient vs. TSR	Exp.
Fu and Farzaneh [71]	FLUENT	N/A	$k-\varepsilon$	Local collision coefficient. Ice shape. Ice load. Ice thickness	No
Homola, et al. [72]	TURBICE	Sand Grain roughness	N/A	Ice shape. Ice mass. Ice thickness.	No
Matthew C. Homola, et al. [73]	TURBICE	Time-dependent roughness calculation	N/A	Ice mass. Ice thickness. Ice shape. Stagnation line temperatures. Heat balance at the stagnation line.	No
Muhammad S. Virk, et al. [74]	TURBICE FLUENT	Constant Value: 1.5 mm	$k-\varepsilon$ (realizable)	Ice thickness. Aerodynamic Coefficients. Torque Coefficient.	No
M. Dimitrova, et al. [75]	PROICET (CIRALIMA, XFOIL and PROPID)	N/A	N/A	Ice shape. Ice mass. Aerodynamic Coefficients. Power Curve. Production Losses.	No

Authors	Software ¹	Roughness Model	Turbulence Model	Output Parameters	Validation
Homola, et al. [31]	FENSAP-ICE In-house code for BEM simulation	Shin et al., Model	Spalart-Allmaras	Ice shape. Aerodynamic Coefficients. Power Coefficient vs. TSR Power Curve. Power Losses.	No
Virk, et al. [76]	FENSAP-ICE	Shin et al., Model	Spalart-Allmaras	Droplet collision efficiency. Ice shape. Ice thickness. Ice mass.	No
Fernando Villalpando, et al. [77]	FLUENT	N/A	$k-\omega$ SST	Aerodynamic Coefficients. Pressure Coefficient.	Exp.
Son, et al. [78]	In-House Panel Method	N/A	N/A	Ice shape. Ice thickness. Ice accretion area.	Exp. Num.
Turkia, et al. [23]	TURBICE FLUENT FAST	Shin et al., Model	Spalart-Allmaras	Ice Shape. Aerodynamic Coefficients. Power Curve. Ice mass. Power loss.	Exp.
Hudecz, et al. [32]	TURBICE FLUENT	Sand Grain roughness	Spalart-Allmaras and $k-\omega$ SST	Ice shape. Aerodynamic Coefficients vs. Time.	Exp.
Reid, et al. [79]	FENSAP-ICE	N/A	Spalart-Allmaras	Pressure, Thrust and Torque Coefficients. Ice shape. Power loss.	Exp. Num.
Design Reid, et al. [80]	FENSAP-ICE	N/A	Spalart-Allmaras	Droplet collection efficiency. Heat Flux Heating power as a function of spanwise radial distance. Effective IPS power and coverage.	Exp.

Authors	Software ¹	Roughness Model	Turbulence Model	Output Parameters	Validation
Etemaddar, et al. [81]	LEWICE FLUENT BEM WT-Perf	Constant Value: 0.5 mm	$k-\varepsilon$	Ice Shape. Ice mass. Ice thickness Ice load. Aerodynamic Coefficients. Power Coefficient vs. TSR. Thrust Coefficient vs. TSR. Bending moment. Fatigue damage.	Exp.
Switchenko, et al. [82]	FENSAP-ICE	Constant values: 1, 3, and 10 mm	Spalart-Allmaras	Ice shape. Power curve. Pressure and velocity distributions.	Exp.
Hudecz [24]	TURBICE FLUENT	N/A	Spalart-Allmaras and $k-\omega$ SST	Ice shape. Aerodynamic coefficients. Velocity streamlines. Pressure coefficient.	Exp.
Sagol [16]	FLUENT In-house BEM method	N/A	$k-\omega$ SST	Ice shape. Torque vs. Radius Aerodynamic coefficients. Power loss.	Exp.
Pedersen and Yin [44]	FLUENT	N/A	Spalart-Allmaras, Realizable $k-\varepsilon$ and $k-\omega$ SST	Collection efficiency. Aerodynamic coefficients	Exp. Num.
Pallarol, et al. [83]	LEWINT (Based on LEWICE)	N/A	N/A	Ice thickness	No
Virk, et al. [84]	FENSAP-ICE	N/A	N/A	Collision efficiency. 3D Ice shape.	No
Villalpando, et al. [85]	FLUENT MATLAB	N/A	RNGk- ε	Ice shape. Ice thickness. Ice accretion area.	Exp.
Ozcan Yirtici, et al. [86]	In-house model (ice accretion) XFOIL (BEM Method)	N/A	N/A	Ice shape. Power curve.	Exp. Num.

Authors	Software ¹	Roughness Model	Turbulence Model	Output Parameters	Validation
Pedersen and Sørensen [87]	FLUENT	Shin et al., Model	$k-\omega$ SST	Ice shape. Ice Thickness.	Num.
Shu, et al. [88]	FLUENT MATLAB	Estimated from experimental data	$k-\epsilon$	Ice shape. Ice Load. Ice thickness Pressure coefficient. Power coefficient vs. Time	Exp.
Hu, et al. [89]	LEWICE FLUENT	Constant values: 0.05 mm (clean) and 0.5 mm (iced)	$k-\omega$ SST	Ice Shape. Ice mass. Ice thickness. Aerodynamic coefficients.	Exp. Num.
Wang and Zhu [55]	FLUENT	N/A	$k-\omega$ SST	Droplet trajectory. Droplet collection efficiency. Ice shape. Ice thickness.	Exp.
Han, et al. [39]	STAR-CCM+ BLADED	Shin et al., Model	$k-\omega$ SST	Ice shape. Ice mass. Ice Thickness. Aerodynamic coefficients. Power curve.	Exp.
Zanon, et al. [90]	CFX ICEAC2D BEM WT_Perf	Shin et al., Model	$k-\omega$ SST	Ice shape. Aerodynamic coefficients. Power curve. Power coefficient vs. time. AoA vs. radius.	Exp.
Shu, et al. [91]	FLUENT	N/A	$k-\omega$ SST	Ice shape. Output power. Power coefficient vs. TSR Pressure distribution. Torque. Power curve.	Exp.

Authors	Software ¹	Roughness Model	Turbulence Model	Output Parameters	Validation
Hu, et al. [92]	FLUENT	N/A	$k-\omega$ SST	Ice shape. Ice mass. Pressure coefficient. Droplet collection efficiency. Power curve.	Exp. Num.
Jin and Virk [93]	FENSAP-ICE FLUENT	NASA Roughness model	Spalart- Allmaras	Droplet collection efficiency. Ice shape. Ice thickness. Ice mass. Aerodynamic coefficients. Impingement Location.	Exp.
Li, et al. [94].	Lagrangian Method based on Runge-Kutta method	N/A	N/A	Ice shape Maximum stationary thickness. Ice area. Ice volume.	No
Ibrahim, et al. [95]	FENSAP-ICE	Constant value: 0.0005 m	Spalart- Allmaras	Droplet collection efficiency. Ice mass. Ice shape. Aerodynamic coefficients. Torque coefficients.	Exp. Num.
Li, et al. [96]	Lagrangian Method based on Runge-Kutta methods	N/A	$k-\epsilon$	Icing shape. Maximum stationary thickness. Ice area. Ice volume.	Exp. Num.
Shu, et al. [97]	COMSOL MATLAB	N/A	$k-\omega$ SST	Ice shape	Exp.
Hildebrandt [45]	FENSAP-ICE BEM code Turb-PSU	Shin et al., Model. Beading Surface Roughness Model.	Spalart- Allmaras	Ice shape. Aerodynamic coefficient. Power curve.	Exp.

Authors	Software ¹	Roughness Model	Turbulence Model	Output Parameters	Validation
Li, et al. [98]	Lagrangian Method based on Runge-Kutta method	N/A	$k-\varepsilon$	Ice shape Maximum stationary thickness. Ice area. Ice volume.	No
László E. Kollár and Santos [99]	FENSAP-ICE FLUENT MATLAB	N/A	$k-\varepsilon$	Ice shape. Lift-to-Drag ratio (%)	No
Kollar and Mishra [100]	FLUENT (iced profile) MATLAB (Panel Method)	N/A	$k-\varepsilon$	Ice shape. Aerodynamic coefficients. Lift-to-Drag ratio (%) Velocity distribution.	No
Yirtici, et al. [101]	XFOIL SU2 METUDES In-House DDES solver	N/A	Spalart-Allmaras	Ice shape. Pressure coefficient. Aerodynamic coefficients. Power curve.	Exp. Num.
Jin, et al. [102]	FENSAP-ICE	Shin et al., Model	$k-\omega$ SST	Pressure coefficient. Droplet collection efficiency. Ice shape. Max Ice density. Ice thickness.	No
Wang, et al. [103]	Improved Multi-Shot Icing Computational Model (IMSICM)	N/A	$k-\omega$	Ice Shape. Aerodynamic coefficients. Upper and Lower horn peak thickness. Upper and Lower horn angle. Ice area. Ice thickness. Angle of attack.	Exp.
Son and Kim [104]	WISE	Shin et al., Model	Spalart-Allmaras	Pressure coefficient. Ice shape.	Num.
Son, et al. [22]	WISE	Surface roughness amplifier	Transitional Model	Skin friction coefficient. Ice Shape	Exp.

¹ METUDES (Open-source RANS solver), XFOIL (Potential flow solver), SU2 (Open-source panel code coupled with a turbulent boundary layer model), CFX (Eulerian or Lagrangian approach), StarCCM+ (Lagrangian and dispersed multiphase),

TURBICE (Panel method), FENSAP-ICE (Eulerian approach), FLUENT (Eulerian or Lagrangian approach, depending on the UDF), LEWICE (Lagrangian approach), WISE (Wind turbine Icing Simulation code with performance Evaluation) integrated into OpenFOAM®.

3.1. Research on Surface Roughness Modelling

The roughness effect on WT is discussed thoroughly in the Ph.D. thesis of Sagol [16]. However, many other authors have focused their studies on the effect that roughness has on other parameters. For example, Hansman and Turnock [105] conducted a survey of the behaviour of the fluid on a rough cylinder to observe the laminar-turbulent transition of the flow and also to evaluate the heat transfer coefficient. Hansman Jr and Turnock [106] demonstrated that surface tension is probably the main factor responsible for the formation of droplets on wing surfaces. Broeren and Bragg [107] found that ice roughness is generally more prominent than the local boundary layer. Increasing height increases the aerodynamic effect, having a significant impact on separation downstream. Achenbach [108] found a strong dependence between the local convective heat transfer, the ice roughness, and the boundary layer behaviour. General roughness effects are also discussed in Timmer [109]. Etemaddar, et al. [81] mentioned a study where they found that icing mostly affects the roughness on the first 25% of the airfoil chord. However, roughness does not have determinant factors for analysis over the ice-affected surfaces. Therefore, roughness scale parameters estimation is almost empirical [46].

It is difficult to well estimate the roughness as the film of ice is evolving over time. Most of the empirical models have been developed for aeronautics. The methodology consists of running many icing tunnel experiments to create iced airfoil shapes, and then the ice shapes are reproduced through CFD to come up with correlations. Most of these correlations are nondimensionalized for the thickness-to-chord ratio of aircraft airfoils. They are not tested for accretion over other shapes of the structure. It is therefore essential to predict the roughness distribution over the blade for which icing is being simulated. According to Fortin, et al. [62], empirical roughness models developed for aeronautics are not well adapted to wind turbine blades due to differences in operational and meteorological conditions. The work of Fortin [12] led to the development of a surface roughness model suitable for the wet type of ice that can be adapted to wind turbines icing [62,110].

For wet growth icing, beads grow on the surface affecting the roughness, and the empirical models become unrealistic. In this case, FENSAP-ICE is equipped with an analytical roughness prediction code that can show the roughness distribution over any structure in space and in time. In this software, the use of the “beading model” (which integrates roughness change throughout the evolution of ice shape) together with the “multi-shot approach” is beneficial to account for roughness distribution variation, considering moving and freezing beads, throughout the evolution of ice shape. The initial value is calculated depending on one of the roughness models included in FENSAP-ICE [51]. In a multi-shot process, roughness data can be transferred to the flow solver to be considered for calculating shear stresses and heat fluxes. After each shot, the grid is updated to conform to the new ice shape, providing the surface roughness of ice formation if the beading model is enabled [51]. To examine the effect of considering roughness throughout the phases of growing ice simulation, we conducted a Multi-shot simulation of glaze ice on a NACA 64-618 airfoil using the Beading model in FENSAP-ICE (integrating roughness change throughout the evolution of ice shape). The simulation was carried out with three shots of 20 min each for a total of 60 min of ice accretion at $T = -9\text{ }^{\circ}\text{C}$. The results on the iced form generated for every shot are illustrated in Figure 7, showing more accuracy and details on the boundary of the formed ice.

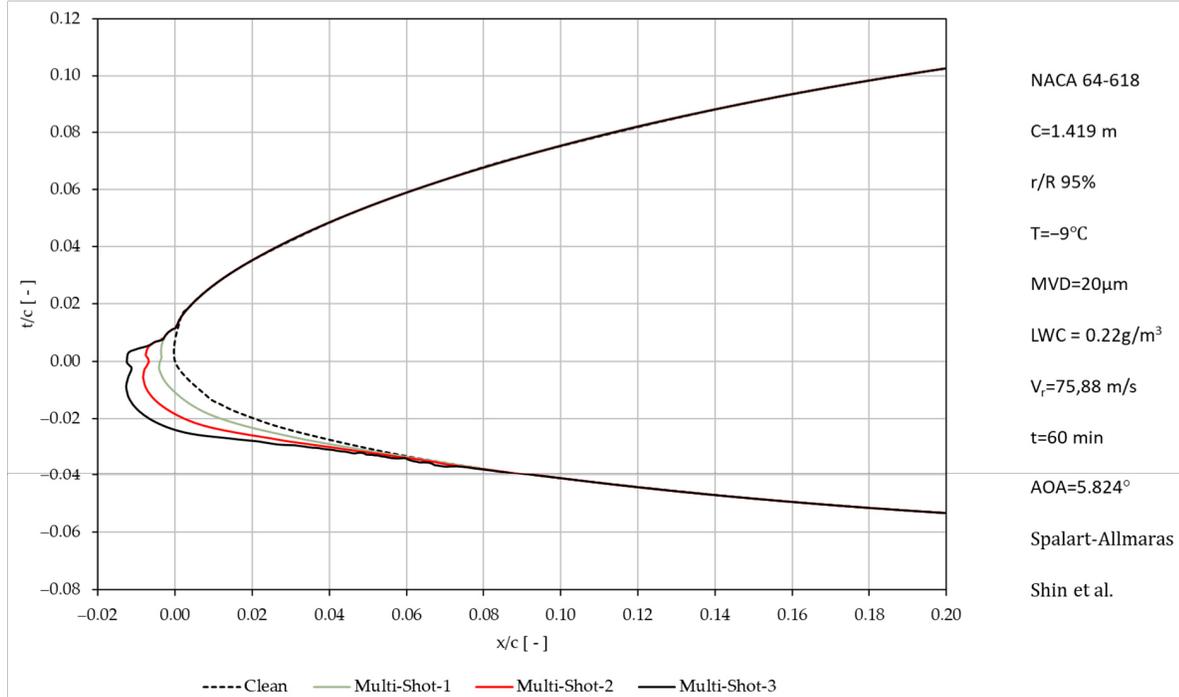


Figure 7. A Multi-shot simulation of glaze ice around NACA 64-618 airfoil using Beading model in FENASP-ICE. The simulation was carried out with three shots of 20 min each for a total of 60 min of ice accretion at $T = -9 \text{ }^\circ\text{C}$. @Fahed Martini.

As mentioned previously, roughness increases the convective heat transfer and the local collection efficiency, which increases the growth of ice accretion in this region [62]. The increase in the collection efficiency due to beading roughness has never been considered in the calculations of local collection efficiency using CFD. However, corrections for local collection efficiency are proposed by Yoon and Yee [60] based on the roughness element concept.

3.2. Research on Droplets Trajectory Modelling

Traditionally, most ice accretion codes have used the Lagrangian approach, while the recently developed ones use the Eulerian approach. As an example, LEWICE and ANSYSFENSAP-ICE, are representative codes based on the Lagrangian and Eulerian approaches, respectively. Homola, et al. [31] simulated the two-phase flow using the Eulerian-Eulerian model in FENSAP-ICE. The main advantage of using this approach is that the same mesh can be used for multiphase flow calculations and ice geometry (Homola, et al. [31], Virk, et al. [76]). Pedersen and Yin [44] used the Eulerian multiphase model droplet modelling as it is “easier” to estimate collection efficiency in a 3D-based simulation. The STAR-CCM+ code from Siemens Simcenter uses a combination of hybrid multiphase models such as

Eulerian Multiphase (EMP), Dispersed Multiphase (DMP) and Lagrangian Multiphase

(LMP). The latter two were used in recent studies on wind turbine icing, demonstrating accuracy in evaluating the aerodynamic performance drop and the power loss due to icing [39]. Another method for calculating the local collection efficiency of wet ice accretion was proposed by Szlider and Lozowski [49] using morphogenetic models. It is simulated using empirical, boundary-layer or full Navier-Stokes models for local heat transfer [46].

3.3. Research on Modelling the Electro-Thermal Icing Protection Systems

For wind energy studies, icing prevention is as essential for ice modelling as the ice growth on wind turbine blades. A wind turbine icing model is supposed to simulate both ice accretion and ice prevention (active blade heating using anti or de-icing strategies) to provide information for investment analysis and optimize icing solutions [111]. Optimizing wind turbines' operation in icing conditions essentially depends on optimizing the operation of the Icing Protection Systems (IPS), given that these systems are energy-consuming and still need more development to fulfill the desired maturity for wind turbines [112]. Modelling is an essential tool to estimate the heat and the operation time required from the IPS to obtain a fully ice-cleaned surface of the blade for a given icing event during a targeted icing duration. The design and optimization of the electro-thermal IPS imply conducting various scenarios of de-icing or anti-icing over the different surface areas of the blade. This should define the protected zones, heat load and critical points to optimize the process by lowering costs and energy consumption.

Calculation of ice accretion depends primarily on thermodynamics, which determines the amount of energy required in the form of heat for a system to pass from one state to another, including phase change. In contrast, heat transfer considers the mechanisms and the rate at which heat is exchanged [113]. For IPS modelling, a module for heat transfer is conjugated in the calculations. This includes the calculations of the heat transfer coefficient using a boundary layer calculation considering the roughness of the wall due to the presence of ice. Some commercial codes are equipped with this additional module to conduct simulations on the hot air or electro-thermal icing protection systems to estimate the energy consumption required for anti- or de-icing once the ice accretion is estimated. For example, LEWICE integrates a thermal anti-icing model for the calculation of the thermal energy required to prevent ice formation, available for two anti-icing modes of prevention: evaporative and running-wet conditions [83]. FENSAP-ICE also has a particular module (CHT3D) that incorporates heat flux distributions in icing calculations to estimate the required total heat load for the hot air or electro-thermal IPS for the two modes of prevention: evaporative and running-wet conditions [51].

Performance degradation due to Icing and heat flux simulation for different anti-icing scenarios are presented in a simulation study on wind turbine blades using FENSAPICE [79,80]. This showed the total power required for every considered surface coverage and power distribution for four icing cases. It is worth noting that for initial de-icing computations, the surface roughness should be considered in calculations as it is already determined during ice accretion. However, for anti-icing simulation, uncontaminated surfaces can be considered (with no roughness) since they are expected to remain free of ice [51].

Modelling of the electro-thermal Icing Protection Systems for wind turbines presents many challenges. They are presented and discussed, along with the mathematical models used in IPS modelling, in a published study by Fakorede, 2018 [114] on the modelling of heat and mass transfer during the anti/de-icing process for wind turbine blades. The thermodynamic models used to calculate de/anti-icing systems are also presented in a study by Fortin and Perron [18] on an airfoil NACA 63-415. The paper also includes description of atmospheric icing, icing parameters and the different types of ice accretion, in addition to a review of the thermodynamic models used in ice accretion calculations for wind turbines and the numerical methods used for water droplet trajectory calculations and aerodynamic performance degradation [18]. The various published studies cited on wind turbine icing simulation were mainly up to quite recently on ice growth simulation. Of those, few studies integrate the modelling of electro-thermal IPS in their calculations [111]. In the last decade, ice accretion research has intensified on several techniques for ice prevention solutions. Comparisons between mitigation techniques, their executive design, verification and certification, advantages and disadvantages were systematically discussed in several studies [7,11,15,115–118] and Chapter 5, pp. 251–324 in [7]. A significant report by the Technical Research Centre of Finland (VTT) published in 2018 analyzed the performance and the maturity of wind turbines equipped with Ice Protection Systems for various icing climates. The report discussed IPS maturity from the viewpoint of availability and heating durations deviation analysis [112].

Numerical attempts have been made to make virtual validations and test multiple combinations and strategies before conducting costly experimental validation. The numerical models are mainly based on computational fluids dynamics, heat transfer and optimization theories. References [8,18,25,114,119–126] are examples of these numerical studies on thermal de-icing and anti-icing systems. The recent tendency of wind energy IPS research is related to the pulse electro-thermal de-icing technique [114]. Additional parameters

should be considered in an IPS study, such as thermal flow, operational mode, system control, icing detection, the effectiveness of the protection, operating and investment cost, and risk of ice ejection [114].

4. Conclusions

In this paper, a comprehensive review of wind turbine icing modelling is presented. The commonly applied approaches and the recent advances have been reported based on a systematic and concise literature review. The paper presents a panorama of the current modelling and simulation studies dealing with different aspects of ice accretion on wind turbines. The review of numerous CFD-based published studies on wind turbine icing during the last decade leads to the following considerations:

The most common approach uses Computational Fluid Dynamics (CFD). It treats multi-physics aspects including aerothermodynamics, thermodynamics, multiphase flows, heat and mass transfer and optimization theories. Several papers combine the CFD flow and icing simulations with the Blade Element Momentum Theory to generate the power curves for iced-up wind turbines. Some of these attempts were implemented using in-flight icing codes. In contrast, others were special-purpose codes, while most of them were merely methodologies developed using commercial computer-aided engineering software

As iced airfoils deform drastically, flow separation is very likely on the suction side. Therefore, turbulence modelling should be carefully investigated for accuracy concerns, especially when closer to the stall angle. Analyzing airfoils beyond stall leads to erroneous results due to flow separation, spanwise flow, and vortices. Therefore, the two-dimensional analysis will no longer be appropriate. For the same reason, software using the panel method is not recommended for modelling iced airfoils.

Another crucial factor to account for in simulations is surface roughness modelling. For the accuracy of ice shape boundaries, roughness should be considered in every interval possible of geometric deformation during the development of ice shape in simulation (combining the multi-shot simulation with the Beading model in FENASP-ICE as demonstrated in Figure 7). The distribution of roughness in time and space over blade surfaces due to ice accretion significantly affects the ice accretion and the aerodynamic characteristics. To date, other than what was cited previously, there is scarce evidence of studies that directly attack the measuring of roughness distribution. The majority of models used the Shin et al. roughness model derived from aeronautics. Automatic meshing and mesh optimization should be emphasized.

As previously mentioned, experimental studies require specialized measuring elements and a special design to analyze the effect of ice on wind turbines. This process is costly and, in some cases, not very accurate. Therefore, little information is available to validate the models proposed in recent years adequately. Thus, the authors generally validated with other numerical studies, other software, experimental data available for specific airfoils (NACA 0012 and S809, mainly), or carried out experimental studies.

It is also noteworthy that almost all the published literature on wind turbine icing studies discussed the icing problem for horizontal-axis wind turbines (HAWTs). On the other hand, very few studies evaluated icing on vertical axis wind turbines (VAWTs) even though VAWT blades are more vulnerable to supercooled water collection due to three-dimensional special impingement. This especially occurs for high rotational speed conditions [127]. However, VAWTs are not common compared to HAWTs, which are more efficient for small- and large-scale power applications.

The control and the optimization studies of the electro-thermal IPS via simulation are poorly presented in the literature, and exclusively in research projects. Most of the research in this domain was in-flight anti/de-icing oriented and adapted to wind turbines. Anti/deicing models should incorporate an ice accretion model for better performance estimations.

Most of the research on wind turbine icing modelling was derived from the aeronautical industry, which has come a long way in this area. Following this progress in aeronautics, intensifying the modelling research on wind turbine icing, for example, by categorizing the wind turbine iced airfoils, could boost our comprehension of this phenomenon, towards practical solutions. Following examples from aeronautics, while considering the particularities of wind turbine icing, was our guideline to make this study a unique reference for researchers in this domain. The aim is to suggest appropriate methods, references, and tools to conduct reliable icing modelling for wind turbines. This study can contribute to advancing the research on this phenomenon, common and frequent in Nordic countries, and to adapting wind turbines and optimizing their operation under icing conditions.

Author Contributions: Conceptualization, F.M.; methodology, F.M.; validation, F.M. and L.T.C.M.; formal analysis, F.M.; investigation, F.M. and L.T.C.M.; resources, F.M.; data curation, F.M. and L.T.C.M.; writing—original draft preparation, F.M.; writing—review and editing, F.M., L.T.C.M. and A.I.; visualization, F.M.; supervision, A.I.; project administration, A.I. All authors have read and agreed to the published version of the manuscript.

Funding: This research received no external funding.

Institutional Review Board Statement: Not applicable.

Informed Consent Statement: Not applicable.

Data Availability Statement: This study does not report any data.

Conflicts of Interest: The authors declare no conflict of interest.

Nomenclature

β	Local Collection Efficiency
c	Airfoil Chord Length (m)
C_d	Drag coefficient
C_l	Lift coefficient
D	Rotor diameter (m)
R	Rotor radius/Blade span (m)
r	Radius length of local blade element (m)
V	Free stream velocity (m/s)
AOA	Angle of attack ($^\circ$)
Ω	Rotational speed (rad/s)
NREL	National Renewable Energy Laboratory
VTT	Technical Research Centre of Finland
LWC	Liquid Water Content (g/m^3)
MVD	Median Volume Diameter (μm)
T_a	Static Ambient Temperature ($^\circ\text{C}$)
T_s	Surface Temperature ($^\circ\text{C}$)
μ	Dynamic Viscosity ($\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$)
ρ	Air density (kg/m^3)
t	Accretion time
g	Gravitational acceleration constant (m/s^2)
k/c	roughness height (mm)
V_d	Droplet Velocity (m/s)
V_a	Air Velocity (m/s)
f	Solidification factor

References

1. Natural Resources Canada. Energy and Greenhouse Gas Emissions (GHGs). Available online: <https://www.nrcan.gc.ca/sciencedata/data-analysis/energy-data-analysis/energy-facts/energy-and-greenhouse-gas-emissions-ghgs/20063#shr-pg0> (accessed on 19 August 2021).
2. Castellani, F.; Astolfi, D. *Wind Turbine Power Optimization Technology*; MDPI: Basel, Switzerland, 2020.
3. bp Statistical Review of World Energy. 2020. Available online: <https://www.bp.com/en/global/corporate/energy-economics/statistical-review-of-world-energy.html> (accessed on 19 August 2021).
4. Kumar, Y.; Ringenberg, J.; Depuru, S.S.; Devabhaktuni, V.K.; Lee, J.W.; Nikolaidis, E.; Andersen, B.; Afjeh, A. Wind energy: Trends and enabling technologies. *Renew. Sustain. Energy Rev.* **2016**, *53*, 209–224. [[CrossRef](#)]
5. IRENA. *Future of Wind: Deployment, Investment, Technology, Grid Integration and Socio-Economic Aspects (A Global Energy Transformation Paper)*; International Renewable Energy Agency: Abu Dhabi, United Arab Emirates, 2019.
6. Vindteknikk, K. Wind Energy Projects in Cold Climates. *IEA Wind TCP Recommended Practice 13, Wind Energy in Cold Climates*, 2nd ed. Available online: www.ieawind.org (accessed on 20 March 2021).

7. Battisti, L. *Wind Turbines in Cold Climates: Icing Impacts and Mitigation Systems*; Springer: Berlin/Heidelberg, Germany, 2015.
8. Mayer, C.; Ilinca, A.; Fortin, G.; Perron, J. Wind tunnel study of the electro-thermal de-icing of wind turbine blades. *Int. J. Offshore Polar Eng.* **2007**, *17*. ISOPE-07-17-3-182.
9. Battisti, L. *Wind Turbines in Cold Climates*, 1st ed.; Springer: Berlin/Heidelberg, Germany, 2015; p. 341.
10. Lehtomäki, V. Wind Energy in Cold Climates Available Technologies-Report, in Task 19, Tech. Rep., IEA 2018. 2018. Available online: <https://community.ieawind.org/HigherLogic/System/DownloadDocumentFile.ashx?DocumentFileKey=6697b7bdb175-12b0-ecbf-2558c35d309bforceDialog=0> (accessed on 20 March 2021).
11. Parent, O.; Ilinca, A. Anti-icing and de-icing techniques for wind turbines: Critical review. *Cold Reg. Sci. Technol.* **2010**, *65*, 88–96. [CrossRef]
12. Fortin, G. *Simulation de L'accrétion de Glace sur un Obstacle Bidimensionnel par la Méthode des Bissectrices et par la Modélisation des Ruisselets et des Gouttes de Surface*; Université du Québec à Chicoutimi: Chicoutimi, QC, Canada, 2003.
13. Fortin, G. *Thermodynamique de la Glace Atmosphérique*; University Course; Université du Québec à Chicoutimi: Chicoutimi, QC, Canada, 2009.
14. Fernando, V. Simulation Numérique de L'accrétion de Glace sur une Pale D'éolienne. Ph.D. Thesis, École Polytechnique de Montréal, Montréal, QC, Canada, 2013.
15. Fakorede, O.; Feger, Z.; Ibrahim, H.; Ilinca, A.; Perron, J.; Masson, C. Ice protection systems for wind turbines in cold climate: Characteristics, comparisons and analysis. *Renew. Sustain. Energy Rev.* **2016**, *65*, 662–675. [CrossRef]
16. Sagol, E. Three Dimensional Numerical Prediction of Icing Related Power and Energy Losses on a Wind Turbine. Ph.D. Thesis, École Polytechnique de Montréal, Montréal, QC, Canada, 2014.
17. Dong, W.; Zhu, J.; Wang, R.; Chen, Y. Numerical Simulation of Icing on the Rotating Blade. In *Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air*; American Society of Mechanical Engineers: New York, NY, USA, 2015; Volume 56628, p. V001T01A013.
18. Fortin, G.; Perron, J. Wind turbine icing and de-icing. In Proceedings of the 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, Orlando, FL, USA, 5–8 January 2009; p. 274.
19. Hochart, C. Simulation Numérique et Expérimentale de L'écoulement D'air et de L'accrétion de Glace Autour D'une Pale D'éolienne. Ph.D. Thesis, Université du Québec à Rimouski, Rimouski, QC, Canada, 2007.
20. Thomas, S.K.; Cassoni, R.P.; MacArthur, C.D. Aircraft anti-icing and de-icing techniques and modeling. *J. Aircr.* **1996**, *33*, 841–854. [CrossRef]
21. Fortin, G.; Peron, J. Temperature drop of a wet wing at takeoff. In Proceedings of the 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, NA, USA, 10–13 January 2005; p. 654.
22. Son, C.; Kelly, M.; Kim, T. Boundary-layer transition model for icing simulations of rotating wind turbine blades. *Renew. Energy* **2020**, *167*, 172–183. [CrossRef]
23. Turkia, V.; Huttunen, S.; Wallenius, T. *Method for Estimating Wind Turbine Production Losses Due to Icing*; VTT Technology No. 114; VTT Technical Research Centre of Finland: Espoo, Finland, 2013.
24. Hudecz, A. *Icing Problems of Wind Turbine Blades in Cold Climates*; Department of Wind Energy, Technical University of Denmark: Copenhagen, Denmark, 2014; 166p.
25. Makkonen, L.; Laakso, T.; Marjaniemi, M.; Finstad, K.J. Modelling and Prevention of Ice Accretion on Wind Turbines. *Wind Eng.* **2001**, *25*, 3–21. [CrossRef]
26. Homola, M.C.; Virk, M.S.; Wallenius, T.; Nicklasson, P.J.; Sundsbø, P.A. Effect of atmospheric temperature and droplet size variation on ice accretion of wind turbine blades. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* **2010**, *98*, 724–729. [CrossRef]
27. Schaffarczyk, A.P. *Introduction to Wind Turbine Aerodynamics*; Springer Nature: Berlin/Heidelberg, Germany, 2020.
28. Fregeau, M. Étude et Simulation de la Formation de Glace sur Aéronefs et Modélisation de Systèmes Antigivrants. Ph.D. Thesis, École Polytechnique, Palaiseau, France, 2004.
29. Villalpando, F.; Reggio, M.; Ilinca, A. Assessment of Turbulence Models for Flow Simulation around a Wind Turbine Airfoil. *Model. Simul. Eng.* **2011**, *2011*, 1–8. [CrossRef]
30. Sagol, E.; Reggio, M.; Ilinca, A. Assessment of Two-Equation Turbulence Models and Validation of the Performance Characteristics of an Experimental Wind Turbine by CFD. *ISRN Mech. Eng.* **2012**, *2012*, 1–10. [CrossRef]

31. Homola, M.C.; Virk, M.S.; Nicklasson, P.J.; Sundsbø, P.A. Performance losses due to ice accretion for a 5 MW wind turbine. *Wind Energy* **2011**, *15*, 379–389. [[CrossRef](#)]
32. Hudecz, A.; Koss, H.; Hansen, M.O. Ice accretion on wind turbine blades. In Proceedings of the 15th International Workshop on Atmospheric Icing of Structures (IWAI XV), St. John's, NL, Canada, 8–11 September 2013; pp. 8–13.
33. Makkonen, L.; Zhang, J.; Karlsson, T.; Tiihonen, M. Modelling the growth of large rime ice accretions. *Cold Reg. Sci. Technol.* **2018**, *151*, 133–137. [[CrossRef](#)]
34. Mortensen, K. *CFD Simulations of an Airfoil with Leading Edge Ice Accretion*; Technical University of Denmark: Lyngby, Denmark, 2008; p. 117.
35. Chocron, D. *Étude Numérique de la Formation de Glace sur les Éoliennes à Axe Horizontal*; École polytechnique de Montréal: Montréal, QC, Canada, 1997.
36. Menter, F.R.; Kuntz, M.; Langtry, R. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model. *Turbul. Heat Mass Transf.* **2003**, *4*, 625–632.
37. Tardif d'Hamoville, T. *Modélisation et Analyse des Phénomènes Aéroélastiques Pour une Pale D'éolienne*; Université du Québec à Chicoutimi: Chicoutimi, QC, Canada, 2009.
38. Villalpando, F. *Simulation Numérique Pour la Prédiction des Coefficients de Traînée et de Portance D'un Profil Givré*; École Polytechnique: Montreal, QC, Canada, 2008.
39. Han, W.; Kim, J.; Kim, B. Study on correlation between wind turbine performance and ice accretion along a blade tip airfoil using CFD. *J. Renew. Sustain. Energy* **2018**, *10*, 023306. [[CrossRef](#)]
40. Harrison, M.; Batten, W.; Myers, L.; Bahaj, A. Comparison between CFD simulations and experiments for predicting the far wake of horizontal axis tidal turbines. *IET Renew. Power Gener.* **2010**, *4*, 613. [[CrossRef](#)]
41. Suatean, B.; Colidiuc, A.; Galetuse, S. CFD methods for wind turbines. *AIP Conf. Proc.* **2012**, *1493*, 998–1002.
42. Menter, F. Zonal Two Equation k-w Turbulence Models for Aerodynamic Flows. In Proceedings of the 23rd Fluid Dynamics, Plasmadynamics, and Lasers Conference, Orlando, FL, USA, 6–9 July 1993. [[CrossRef](#)]
43. O'Brien, J.; Young, T.; O'Mahoney, D.; Griffin, P. Horizontal axis wind turbine research: A review of commercial CFD, FE codes and experimental practices. *Prog. Aerosp. Sci.* **2017**, *92*, 1–24. [[CrossRef](#)]
44. Pedersen, M.C.; Yin, C. Preliminary Modelling Study of Ice Accretion on Wind Turbines. *Energy Procedia* **2014**, *61*, 258–261. [[CrossRef](#)]
45. Hildebrandt, S. Modeling and Evaluation of Wind Turbine Operational Strategies during Icing Events. Master's Thesis, Schulich School of Engineering, University of Calgary, Calgary, AB, Canada, 2019.
46. Farzaneh, M. (Ed.) *Atmospheric Icing of Power Networks*; Springer: Berlin/Heidelberg, Germany, 2008.
47. Fortin, G.; Luliano, E.; Mingione, G.; Perron, J. CIRAAMIL Ice Accretion Code Improvements. In Proceedings of the 1st AIAA Atmospheric and Space Environments Conference, San Antonio, TX, USA, 22–25 June 2009; p. 3968.
48. Makkonen, L. Heat transfer and icing of a rough cylinder. *Cold Reg. Sci. Technol.* **1985**, *10*, 105–116. [[CrossRef](#)]
49. Szilder, K.; Lozowski, E.P. Simulation of Airfoil Icing with a Novel Morphogenetic Model. *J. Aerosp. Eng.* **2005**, *18*, 102–110. [[CrossRef](#)]
50. Shin, J.; Berkowitz, B.; Chen, H.H.; Cebeci, T. Prediction of ice shapes and their effect on airfoil drag. *J. Aircr.* **1994**, *31*, 263–270. [[CrossRef](#)]
51. ANSYS FENSAP-ICE User Manual, R1. 2020. Available online: https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/v202/en/fensap_manual/fensap_manual.html (accessed on 19 August 2021).
52. Martini, F.; Ramdenee, D.; Ibrahim, H.; Ilinca, A. A multiphase CFX based approach into ice accretion modeling on a cylinder. In Proceedings of the 2011 IEEE Electrical Power and Energy Conference, Winnipeg, MB, Canada, 3–5 October 2011; pp. 450–455. [[CrossRef](#)]
53. Martini, F.; Ramdenee, D.; Ibrahim, H.; Ilinca, A. A lagrangean interactive interface to evaluate ice accretion modeling on a cylinder—A test case for icing modeling on wind turbine airfoils. In Proceedings of the 2011 IEEE Electrical Power and Energy Conference, Winnipeg, MB, Canada, 3–5 October 2011; pp. 456–461. [[CrossRef](#)]
54. Hu, L.; Zhu, X.; Hu, C.; Chen, J.; Du, Z. Calculation of the Water Droplets Local Collection Efficiency on the Wind Turbines Blade. *J. Energy Resour. Technol.* **2017**, *139*, 051211. [[CrossRef](#)]
55. Wang, Z.; Zhu, C. Numerical simulation for in-cloud icing of three-dimensional wind turbine blades. *Simulation* **2017**, *94*, 31–41. [[CrossRef](#)]

56. Borghi, R.; Anselmet, F. *Turbulent Multiphase Flows with Heat and Mass Transfer*; John Wiley Sons: Hoboken, NJ, USA, 2013. [[CrossRef](#)]
57. Habashi, W.G. Recent advances in CFD for in-flight icing simulations. *Jpn. Soc. Fluid Mech.* **2009**, *28*, 99–118.
58. Bourgault, Y.; Boutanios, Z.; Habashi, W.G. Three-dimensional Eulerian approach to droplet impingement simulation using FENSAP-ICE, Part 1: Model, algorithm, and validation. *J. Aircr.* **2000**, *37*, 95–103. [[CrossRef](#)]
59. Boutanios, Z. An Eulerian 3D Analysis of Water Droplets Impingement on a Convair-580 Nose and Cockpit Geometry. Ph.D. Thesis, Concordia University, Montréal, QC, Canada, 1999.
60. Yoon, T.; Yee, K. Correction of Local Collection Efficiency Based on Roughness Element Concept for Glaze Ice Simulation. *J. Mech.* **2020**, *36*, 607–622. [[CrossRef](#)]
61. Messinger, B.L. Equilibrium Temperature of an Unheated Icing Surface as a Function of Air Speed. *J. Aeronaut. Sci.* **1953**, *20*, 29–42. [[CrossRef](#)]
62. Fortin, G.; Ilinca, A.; Laforte, J.L. Modèle d'accrétion de glace sur un objet bidimensionnel fixe applicable aux pales d'éoliennes. *Vertigo-La Rev. Électron. En Sci. Environ.* **2004**, *5*, 1. [[CrossRef](#)]
63. Lozowski, E.P.; Stallabrass, J.R.; Hearty, P.F. The icing of an unheated, nonrotating cylinder. Part II. Icing wind tunnel experiments. *J. Appl. Meteorol. Climatol.* **1983**, *22*, 2063–2074. [[CrossRef](#)]
64. Lozowski, E.P.; Stallabrass, J.R.; Hearty, P.F. The icing of an unheated, nonrotating cylinder. Part I: A simulation model. *J. Appl. Meteorol. Climatol.* **1983**, *22*, 2053–2062. [[CrossRef](#)]
65. Foder, M.H. ISO 12494 Atmospheric Icing of Structures and How to Use It. In Proceedings of the the Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference, Stavanger, Norway, 17–22 June 2001.
66. Dierer, S.; Oechslein, R.; Cattin, R. Wind turbines in icing conditions: Performance and prediction. *Adv. Sci. Res.* **2011**, *6*, 245–250. [[CrossRef](#)]
67. Makkonen, L. Models for the growth of rime, glaze, icicles and wet snow on structures. *Philos. Trans. R. Soc. A Math. Phys. Eng. Sci.* **2000**, *358*, 2913–2939. [[CrossRef](#)]
68. Jolin, N.; Bolduc, D.; Swytink-Binnema, N.; Rosso, G.; Godreau, C. Wind turbine blade ice accretion: A correlation with nacelle ice accretion. *Cold Reg. Sci. Technol.* **2018**, *157*, 235–241. [[CrossRef](#)]
69. Virk, M.S.; Homola, M.C.; Nicklasson, P.J. Relation between Angle of Attack and Atmospheric Ice Accretion on Large Wind Turbine's Blade. *Wind Eng.* **2010**, *34*, 607–613. [[CrossRef](#)]
70. Barber, S.; Wang, Y.; Jafari, S.; Chokani, N.; Abhari, R.S. The Effect of Icing on Wind Turbine Performance and Aerodynamics. *J. Sol. Energy Eng.* **2010**, *133*, 011007. [[CrossRef](#)]
71. Fu, P.; Farzaneh, M. A CFD approach for modeling the rimeice accretion process on a horizontal-axis wind turbine. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* **2009**, *98*, 181–188. [[CrossRef](#)]
72. Homola, M.C.; Wallenius, T.; Makkonen, L.; Nicklasson, P.J.; Sundsbø, P.A. The relationship between chord length and rime icing on wind turbines. *Wind Energy* **2009**, *13*, 627–632. [[CrossRef](#)]
73. Homola, M.C.; Wallenius, T.; Makkonen, L.; Nicklasson, P.J.; Sundsbø, P.A. Turbine Size and Temperature Dependence of Icing on Wind Turbine Blades. *Wind Eng.* **2010**, *34*, 615–627. [[CrossRef](#)]
74. Virk, M.S.; Homola, M.C.; Nicklasson, P.J. Effect of Rime Ice Accretion on Aerodynamic Characteristics of Wind Turbine Blade Profiles. *Wind Eng.* **2010**, *34*, 207–218. [[CrossRef](#)]
75. Dimitrova, M.; Ibrahim, H.; Fortin, G.; Ilinca, A.; Perron, J. Software tool to predict the Wind Energy production losses due to icing. In Proceedings of the 2011 IEEE Electrical Power and Energy Conference, Winnipeg, MB, Canada, 3–5 October 2011; pp. 462–467. [[CrossRef](#)]
76. Virk, M.S.; Homola, M.C.; Nicklasson, P.J. Atmospheric icing on large wind turbine blades. *Int. J. Energy Environ.* **2012**, *3*, 1–8.
77. Villalpando, F.; Reggio, M.; Ilinca, A. Numerical Study of Flow Around Iced Wind Turbine Airfoil. *Eng. Appl. Comput. Fluid Mech.* **2012**, *6*, 39–45. [[CrossRef](#)]
78. Son, C.; Oh, S.; Yee, K. Quantitative analysis of a two-dimensional ice accretion on airfoils. *J. Mech. Sci. Technol.* **2012**, *26*, 1059–1071. [[CrossRef](#)]
79. Reid, T.; Baruzzi, G.; Ozcer, I.; Switchenko, D.; Habashi, W. FENSAP-ICE Simulation of Icing on Wind Turbine Blades, Part 1: Performance Degradation. In Proceedings of the 51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, Grapevine, TX, USA, 7–10 January 2013.

80. Reid, T.; Baruzzi, G.; Ozcer, I.; Switchenko, D.; Habashi, W. FENSAP-ICE Simulation of Icing on Wind Turbine Blades, Part 2: Ice Protection System Design. In Proceedings of the 51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, Grapevine, TX, USA, 7–10 January 2013.
81. Etemaddar, M.; Hansen, M.O.; Moan, T. Wind turbine aerodynamic response under atmospheric icing conditions. *Wind Energy* **2012**, *17*, 241–265. [[CrossRef](#)]
82. Switchenko, D.; Habashi, W.; Reid, T.; Ozcer, I.; Baruzzi, G. FENSAP-ICE Simulation of Complex Wind Turbine Icing Events, and Comparison to Observed Performance Data. In Proceedings of the 32nd ASME Wind Energy Symposium, National Harbor, MD, USA, 13–17 January 2014.
83. Pallarol, J.; Wu, Z. On Ice Accretion for Wind Turbines and Influence of Some Parameters. *Engineering* **2014**, *1*, 129–159. [[CrossRef](#)]
84. Virk, M.; Mughal, U.; Hu, Q.; Jiang, X. Multiphysics Based Numerical Study of Atmospheric Ice Accretion on a Full Scale Horizontal Axis Wind Turbine Blade. *Int. J. Multiphys.* **2016**, *10*, 237–246. [[CrossRef](#)]
85. Villalpando, F.; Reggio, M.; Ilinca, A. Prediction of ice accretion and anti-icing heating power on wind turbine blades using standard commercial software. *Energy* **2016**, *114*, 1041–1052. [[CrossRef](#)]
86. Yirtici, O.; Tuncer, I.H.; Ozgen, S. Ice Accretion Prediction on Wind Turbines and Consequent Power Losses. *J. Phys. Conf. Ser.* **2016**, *753*, 22022. [[CrossRef](#)]
87. Pedersen, M.C.; Sørensen, H. Towards a CFD Model for Prediction of Wind Turbine Power Losses due to Icing in Cold Climate. In Proceedings of the 16th International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery, Honolulu, HI, USA, 10–15 April 2016.
88. Shu, L.; Liang, J.; Hu, Q.; Jiang, X.; Ren, X.; Qiu, G. Study on small wind turbine icing and its performance. *Cold Reg. Sci. Technol.* **2017**, *134*, 11–19. [[CrossRef](#)]
89. Hu, L.; Zhu, X.; Hu, C.; Chen, J.; Du, Z. Wind turbines ice distribution and load response under icing conditions. *Renew. Energy* **2017**, *113*, 608–619. [[CrossRef](#)]
90. Zanon, A.; De Gennaro, M.; Kühnelt, H. Wind energy harnessing of the NREL 5 MW reference wind turbine in icing conditions under different operational strategies. *Renew. Energy* **2018**, *115*, 760–772. [[CrossRef](#)]
91. Shu, L.; Li, H.; Gao, H.; Jiang, X.; Qiu, G.; He, G.; Liu, Y. 3D numerical simulation of aerodynamic performance of iced contaminated wind turbine rotors. *Cold Reg. Sci. Technol.* **2018**, *148*, 50–62. [[CrossRef](#)]
92. Hu, L.; Zhu, X.; Chen, J.; Shen, X.; Du, Z. Numerical simulation of rime ice on NREL Phase VI blade. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* **2018**, *178*, 57–68. [[CrossRef](#)]
93. Jin, J.Y.; Virk, M.S. Study of ice accretion along symmetric and asymmetric airfoils. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* **2018**, *179*, 240–249. [[CrossRef](#)]
94. Li, Y.; Wang, S.; Sun, C.; Yi, X.; Guo, W.; Zhou, Z.; Feng, F. Icing distribution of rotating blade of horizontal axis wind turbine based on Quasi-3D numerical simulation. *Therm. Sci.* **2018**, *22*, 681–691. [[CrossRef](#)]
95. Ibrahim, G.; Pope, K.; Muzychka, Y. Effects of blade design on ice accretion for horizontal axis wind turbines. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* **2018**, *173*, 39–52. [[CrossRef](#)]
96. Li, Y.; Sun, C.; Jiang, Y.; Yi, X.; Xu, Z.; Guo, W. Temperature effect on icing distribution near blade tip of large-scale horizontal-axis wind turbine by numerical simulation. *Adv. Mech. Eng.* **2018**, *10*. [[CrossRef](#)]
97. Shu, L.; Qiu, G.; Hu, Q.; Jiang, X.; McClure, G.; Yang, H. Numerical and field experimental investigation of wind turbine dynamic de-icing process. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* **2018**, *175*, 90–99. [[CrossRef](#)]
98. Li, Y.; Sun, C.; Jiang, Y.; Yi, X.; Zhang, Y. Effect of liquid water content on blade icing shape of horizontal axis wind turbine by numerical simulation. *Therm. Sci.* **2019**, *23*, 1637–1645. [[CrossRef](#)]
99. Kollár, L.E.; Santos, F.O.S. Consideration of Icing in the Design of Wind Turbine Blade Sections. In Proceedings of the International Workshop on Atmospheric Icing of Structures (IWAIS), Reykjavik, Iceland, 23–28 June 2019.
100. Kollar, L.E.; Mishra, R. Inverse design of wind turbine blade sections for operation under icing conditions. *Energy Convers. Manag.* **2018**, *180*, 844–858. [[CrossRef](#)]
101. Yirtici, O.; Cengiz, K.; Ozgen, S.; Tuncer, I.H. Aerodynamic validation studies on the performance analysis of iced wind turbine blades. *Comput. Fluids* **2019**, *192*, 104271. [[CrossRef](#)]
102. Jin, J.Y.; Virk, M.S.; Hu, Q.; Jiang, X. Study of Ice Accretion on Horizontal Axis Wind Turbine Blade Using 2D and 3D Numerical Approach. *IEEE Access* **2020**, *8*, 166236–166245. [[CrossRef](#)]
103. Wang, Q.; Yi, X.; Liu, Y.; Ren, J.; Li, W.; Wang, Q.; Lai, Q. Simulation and analysis of wind turbine ice accretion under yaw condition via an Improved Multi-Shot Icing Computational Model. *Renew. Energy* **2020**, *162*, 1854–1873. [[CrossRef](#)]

104. Son, C.; Kim, T. Development of an icing simulation code for rotating wind turbines. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* **2020**, *203*, 104239. [[CrossRef](#)]
105. Hansman, R.J.; Turnock, S.R. Investigation of microphysical factors which influence surface roughness during glaze ice accretion. In Proceedings of the Fourth International Conference on Atmospheric Icing of Structures, Paris, France, 5–7 September 1988.
106. Hansman, R.J.; Turnock, S.R. Investigation of surface water behavior during glaze ice accretion. *J. Aircr.* **1989**, *26*, 140–147. [[CrossRef](#)]
107. Broeren, A.; Bragg, M. Effect of Airfoil Geometry on Performance with Simulated Intercycle Ice Accretions. *J. Aircr.* **2005**, *42*, 121–130. [[CrossRef](#)]
108. Achenbach, E. The effect of surface roughness on the heat transfer from a circular cylinder to the cross flow of air. *Int. J. Heat Mass Transf.* **1977**, *20*, 359–369. [[CrossRef](#)]
109. Timmer, W. An Overview of NACA 6-Digit Airfoil Series Characteristics with Reference to Airfoils for Large Wind Turbine Blades. In Proceedings of the 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, Orlando, FL, USA, 5–8 January 2009.
110. Fortin, G.; Laforte, J.-L.; Ilinca, A. Heat and mass transfer during ice accretion on aircraft wings with an improved roughness model. *Int. J. Therm. Sci.* **2006**, *45*, 595–606. [[CrossRef](#)]
111. Davis, N. *Icing Impacts on Wind Energy Production*; DTU Wind Energy: Copenhagen, Denmark, 2014; 156p.
112. Lehtomäki, V.; Karlsson, T.; Rissanen, S. *Wind Turbine Ice Protection System Benchmark Analysis*; VTT Technology No. 341; VTT Technical Research Centre of Finland: Espoo, Finland, 2018.
113. Bergman, T.L.; Incropera, F.P.; DeWitt, D.P.; Lavine, A.S. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*; John Wiley Sons: Hoboken, NJ, USA, 2011.
114. Fakorede, C.O. Modélisation du Transfert Thermique et du Transfert de Masse Lors du Processus D'accrétion de Glace et de Dégivrage des Ples D'éoliennes. Ph.D. Thesis, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, QC, Canada, 2018.
115. Wei, K.; Yang, Y.; Zuo, H.; Zhong, D. A review on ice detection technology and ice elimination technology for wind turbine. *Wind Energy* **2019**, *23*, 433–457. [[CrossRef](#)]
116. Madi, E.; Pope, K.; Huang, W.; Iqbal, T. A review of integrating ice detection and mitigation for wind turbine blades. *Renew. Sustain. Energy Rev.* **2019**, *103*, 269–281. [[CrossRef](#)]
117. Sunden, B.; Wu, Z. On Icing and Icing Mitigation of Wind Turbine Blades in Cold Climate. *J. Energy Resour. Technol.* **2015**, *137*, 051203. [[CrossRef](#)]
118. Habibi, H.; Cheng, L.; Zheng, H.; Kappatos, V.; Selcuk, C.; Gan, T.-H. A dual de-icing system for wind turbine blades combining high-power ultrasonic guided waves and low-frequency forced vibrations. *Renew. Energy* **2015**, *83*, 859–870. [[CrossRef](#)]
119. Patreau, V. *Modélisation Numérique D'un Système Électrothermique de Dégivrage des Pales D'éolienne à Axe Horizontal*; École Polytechnique de Montréal: Montréal, QC, Canada, 1998.
120. Ibrahim, H.; Ould Rouis, L.; Masson, C.; Rousse, D. Optimisation par contrôle d'un système de dégivrage électrothermique d'une pale d'éolienne. In Proceedings of the Comptes rendus du XIIème Colloque Interuniversitaire Franco-Québécois sur la Thermique des Systèmes, Sherbrooke, QC, Canada, 8–10 June 2015.
121. Croce, G.; Habashi, W.; Guevremont, G.; Tezok, F. 3D thermal analysis of an anti-icing device using FENSAP-ICE. In Proceedings of the 36th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, NV, USA, 12–15 January 1998; p. 193.
122. Fakorede, O.; Ibrahim, H.; Ilinca, A.; Perron, J. Experimental Investigation of Power Requirements for Wind Turbines Electrothermal Anti-icing Systems. In *Wind Turbines—Design, Control and Applications*; BoD—Books on Demand: Norderstedt, Germany, 2016; Chapter 14.
123. Danyluk, R. Numerical Investigation of Anti-Icing Systems for Wind Turbine Blades. Master's Thesis, Technical University of Denmark, Lyngby, Denmark, 2009.
124. Bu, X.; Lin, G.; Yu, J.; Yang, S.; Song, X. Numerical simulation of an airfoil electrothermal anti-icing system. *Proc. Inst. Mech. Eng. Part G J. Aerosp. Eng.* **2012**, *227*, 1608–1622. [[CrossRef](#)]
125. Shu, L.; Qiu, G.; Hu, Q.; Jiang, X.; McClure, G.; Liu, Y. Numerical and experimental investigation of threshold de-icing heat flux of wind turbine. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* **2018**, *174*, 296–302. [[CrossRef](#)]

126. Mohseni, M.; Amirfazli, A. A novel electro-thermal anti-icing system for fiber-reinforced polymer composite airfoils. *Cold Reg. Sci. Technol.* **2013**, *87*, 47–58. [[CrossRef](#)]
127. Li, Y.; Wang, S.; Liu, Q.; Feng, F.; Tagawa, K. Characteristics of ice accretions on blade of the straight-bladed vertical axis wind turbine rotating at low tip speed ratio. *Cold Reg. Sci. Technol.* **2018**, *145*, 1–13. [[CrossRef](#)]

CHAPITRE 3

REVUE DES ETUDES SUR L'APPROCHE CFD-BEM POUR L'ESTIMATION DES PERTES DE PUISSANCE DES EOLIENNES SOUMISES AU GIVRAGE

Ce chapitre présente une étude bibliographique sur l'approche mixte CFD-BEM utilisées pour générer les courbes de puissance d'éoliennes soumises au givrage. C'est réalisé sous la forme d'article de revue publié dans la revue : *International Journal of Advanced Research*. Titre: « Review of Studios on the CFD-BEM Approach for Estimating Power Losses of Iced-Up Wind Turbines », 2021. Martini, et al. [51]. *Int. J. Adv. Res.* 9(09), 633-652, DOI URL: <http://dx.doi.org/10.21474/IJAR01/13462>

3.1 RESUME DE L'ARTICLE

Afin d'évaluer les conséquences du givrage et d'optimiser le fonctionnement des systèmes de protection contre le givre dans des conditions météorologiques particulières, nous comptons davantage sur des simulations que sur des méthodes expérimentales pour prédire et analyser les profils givrés des pales d'éoliennes et en suite calculer la dégradation aérodynamique due au givrage et l'énergie nécessaire pour le dégivrage. La simulation numérique est un moyen essentiel de mise en conformité qui ne coûte pas aussi cher que les tests expérimentaux. Avec la présence des code précis et robuste, il pourrait être possible de sevrer les tests coûteux en soufflerie. Les simulations numériques de dynamique des fluides (CFD), comme alternative aux tests expérimentaux, deviennent des outils indispensables pour estimer l'effet du givrage sur le fonctionnement des éoliennes ainsi que pour mieux comprendre le phénomène.

L'estimation de la dégradation de puissance due au givrage via la simulation tridimensionnelle, bien qu'elle soit indispensable pour capturer les effets de turbulence en

trois dimensions, est très coûteuse en ressources de calcul malgré le développement technologique. Elle devient peu pratique lorsqu'il s'agit de différents scénarios de fonctionnement pour estimer les pertes de puissance provoquées du givrage. La simulation Quasi-3D basée sur la méthode CFD-BEM est une alternative pratique pour générer les courbes de puissance des éoliennes. Il a montré son efficacité pour prédire les performances jusqu'à un certain niveau. Plusieurs études dans la littérature ont adopté cette approche pour générer la courbe de puissance pour les éoliennes propres (non givrées) et givrées. Cependant, la méthodologie n'a pas été bien présentée et analysée pour le givrage des éoliennes. De plus, cette méthode implique plusieurs limitations quant à son utilisation pour les éoliennes givrées.

Cette partie de l'étude qui est préparée pour publication met en évidence l'approche mixte CFD-BEM dans son application pour estimer la dégradation de la puissance des éoliennes due au givrage. Une revue et analyse critique sur les calculs des pertes aérodynamiques par CFD due au givrage est présentée ainsi que les calculs des pertes de puissance par l'approche mixte CFD-BEM. Les sujets suivants sont traités dans l'objectif de présenter et recommander des techniques et outils adaptés pour la simulation du givrage des éoliennes :

- La dynamique des fluides numérique (CFD) pour la modélisation de l'accrétion de glace
- Domaine de calcul
- Discrétisation spatiale
- Adaptation du maillage pour les géométries des profils givrés
- Etude de convergence de maillage
- Conditions aux limites
- Théorie de l'élément de pale (BEM Theory)

- Théorie de l'élément de pale améliorée
 - Facteur de perte au bout de la pale : avec la méthode de Prandtl (approche de Wilson / approche original)
 - Pertes au niveau de moyeu (modèle de Prandtl)
 - Effet des mouvement débalancer de l'arbre de transmission
 - Modèle après décrochage
 - Modèle de décrochage (Viterna – Black plane)
 - Effet de sillage

- Analyse et résumé des études de simulation Quasi-3D de l'accrétion de glace pour les éoliennes.

**RESEARCH ARTICLE****REVIEW OF STUDIES ON THE CFD-BEM APPROACH FOR ESTIMATING POWER LOSSES OF ICED-UP WIND TURBINES****Fahed Martini*, Leidy Tatiana Montoya Contreras, Adrian Ilinca and Ali Awada**

Wind Energy Research Laboratory (WERL), University of Quebec at Rimouski, Rimouski, QC., Canada

Manuscript Info**Manuscript History**

Received: 28 July 2021

Final Accepted: 31 August 2021

Published: September 2021

Key words:

Wind Turbine Icing, Modelling of Ice Accretion, Icing Simulation, CFD-BEM Approach

Abstract

The application of computational fluid dynamics (CFD) in wind turbine design and analysis is becoming increasingly common in research on wind energy, resulting in a better knowledge of the aerodynamic behaviour of rotors. Due to the deformation of blade airfoils on account of icing, a significant drop in aerodynamic performance brings wind turbines to lose considerable portions of their productivity. Estimating power degradation due to icing via 3D simulation, although it is essential to capture the three-dimensional turbulence effects, is very costly in computational resources despite technological development; it then becomes unfeasible when it comes to different operation scenarios to estimate icing originated power losses. The Quasi-3D simulation based on the CFD-BEM method is a practical alternative for generating wind turbines' power curves. It showed effectiveness in predicting performance up to a certain level. More than few studies in the literature have adopted this approach to generate the power curve for both clean (un-iced) and iced-up wind turbines. However, the methodology was not adequately presented and discussed for wind turbine icing. This paper reviews the results of almost all the up-to-date published papers that approached this method, summarizing the findings and federates the research in that field to conclude with concrete facts and details that advance research in this domain.

*Copy Right, IJAR, 2021. All rights reserved.***Corresponding Author:- Fahed Martini**

Address:- Wind Energy Research Laboratory (WERL), University of Québec at Rimouski, Rimouski, QC., Canada. G5L 3A1.

1. Introduction

Given the reality of global warming, the energy transition to renewable energy is gradually increasing to meet increased energy needs and reduce greenhouse gas emissions. Wind energy is an essential source of renewable energy that is increasingly used to generate electricity instead of or in addition to other sources of energy. Over the past decade, the global production capacity of wind power has grown at an estimated 28% annually [14]. However, this technology is highly dependent on the geographic location of its uses.

Cold regions are well known for their high wind energy potential and low population density, but they are also subject to frequent icing events. Icing determines higher loads, fatigue, vibrations and energy losses. To mitigate these effects, additional ancillary equipment (anti-icing and/or de-icing systems) are required [12]. Commercial and prototype level sensors, blade ice protection (anti-icing and de-icing) systems, and other solutions for icing conditions are available on the market. However, only limited information about their effectiveness has been published, and different systems may be better suited for different conditions [13].

Icing is a serious problem in icy climates. However, icing problems are common and have severe consequences on wind turbine production, maintenance and service life. The accumulation of ice changes the shape and the roughness of wind turbine blades, alters their aerodynamic properties, and significantly reduces the resulting energy production. In order to evaluate icing consequences and optimize the operation of Ice Protection Systems, research on wind turbine icing depends more on numerical simulations than experimental methods. Computer simulation can help predict and analyze the iced profiles of wind turbine blades, thus calculating the aerodynamic degradation due to icing and the energy necessary for de-icing under specific weather conditions. Simulation is an essential means of compliance that is not so expensive as the experimental tests. With highly accurate, robust codes, it could be possible to wean off expensive wind tunnel tests.

The elementary study for estimating the impact of ice accretion on wind turbines is the two-dimensional simulation of the blade's airfoil sections in limited arrays of meteorological and operational parameters. The several published studies cited on wind turbine icing simulation were primarily up to quite recently dependent on 2D simulations for limited parameter analysis and validation, not so much for design and optimization, nor for the optimization of ice prevention systems. As a principal objective to estimate the drop-in power production during any icing conditions, several kinds of simulation have to be conducted, and the 2D simulation will no longer fulfill the purpose. The aerodynamic performance has to be estimated in icing conditions at each blade section for every angle of attack, angle of pitch, rotational speed and other relevant parameters. A typical horizontal-axis wind turbine (HAWT) has twisted blade geometry of usually multiple forms of sections. This special form of blade geometry requires exclusively 3D simulations. However, icing affects not only the blade; it affects the entire wind turbine with various types of 3D effects, such as the effect of flowing air along the radial direction [1]. Moreover, the rotation of the blades will also affect ice accretion. Therefore, there is a need for a full 3D simulation of the rotating turbine. Even a simulation for the entire wind farm is also important to consider the effect of the aerodynamic wakes behind the turbines and to account, with adequate accuracy, for production losses during specific icing conditions. Three-dimensional numerical simulation of ice accretion on the entire envelope (the complete turbine with the rotating blades) is indispensable to account for the influence of the affecting parameters on the ice formation on the blades [2]. Differences in the predicted ice shapes via 2D and 3D simulations are demonstrated in a study on complex wind turbine icing events using FENSAP-ICE Simulation [3]. It has been demonstrated that higher velocity magnitude and higher ice growth were observed in 2D simulations than in 3D simulations; this behaviour was mainly associated with the absence of the flow interaction in the z-direction [4].

Very few studies in literature performed fully 3D icing simulation [3-6]. These attempts are almost conducted for validation purposes. Testing different possible scenarios of wind turbine operation under different icing conditions is time and computing cost-intensive. However, it is essential to mention that in all these studies, the simulation was carried out only for one blade, not for the entire turbine. The analysis was based on periodic conditions and assuming that all the turbine blades behave the same way regardless of their position. Due to the complexity of the physics of a highly time-varying phenomenon, it would be challenging to perform these kinds

of simulations within the uncertainty over the mechanism of ice growth [7]. In view of that, it is highly recommended to own a reliable and powerful multi-physics simulation tool adapted to evaluate effectively icing impact on wind turbine performance and operation in cold climates. With the presence of that powerful tool, it could be possible to acquire more understanding of the conditions that lead to ice formation on the wind turbine and examine the effectiveness of the IPS used to reduce the impact of icing on wind turbines.

Recent advances in the 3D icing simulation codes developed for aeronautics can capture various 3D effects in aircraft that can also be advantageous for the simulation of the 3D effects of icing on a rotating wind turbine [2]. This paper focuses on the recent developments in modelling and simulation of iced-up wind turbines' performance using advanced commercial icing tools. It provides guidelines to the CFD-BEM approach for generating the power curve for clean and iced-up wind turbines. The objective is to present the methodology of the Quasi-3D simulation to quantifying production losses under icing conditions.

The present paper is structured as follows: Section 2 summarizes the CFD approach employed in the simulation of ice accretion. Section 3 presents the Blade Element Momentum (BEM) theory for the aerodynamic analysis of wind turbines. Section 4 presents the details to consider during the validation of the results. Section 5 summarizes, in a table, the academic research based on CFD-BEM mixed approach. Finally, the last section presents the main conclusion about using this approach.

2. Computational Fluid Dynamics for Ice Accretion Modeling

Computational Fluid Dynamics (CFD) is a commonly applied tool of fluid mechanics used to analyze fluid flows in order to generate solutions for complex physical phenomena using numerical methods. It has become today an indispensable tool for the research on wind turbine icing and de-icing. Researchers' actual interest is using Commercial CFD programs (such as ANSYS, OpenFOAM, and others) to simulate the behaviour of ice around wind turbine blades. The general objective is to evaluate the short- and long-term impact of icing on wind turbine performance and optimize the operation of the adopted icing protection techniques. Application of the CFD on aerodynamic analysis for wind turbines, including meshing and pre-processing, has been reviewed and discussed in several published works [8-11]. In this section, we will discuss the application of the CFD on ice accretion prediction for wind turbines in addition to few additional points on meshing and CFD model configuration, given that published papers on wind turbine icing CFD simulation do not provide much information about the configuration of the CFD model for the pre-processing phase of the simulation.

2.1. Calculation Domain

For CFD studies, a large computational domain should be generated along with an appropriate spatial discretization to consider all phenomena and avoid the exterior walls' negative effect (or mesh). It is also convenient to use the model in purely turbulent mode, leaving the solver to highlight the other laminar and turbulent models as well as the transition models proposed by the software [12]. Finally, regarding the accuracy of the model, it is crucial to define its boundary conditions correctly.

The computational domain for wind turbine icing simulation, being an external flow problem, describes the region around the geometry of interest (airfoil, blade or whole wind turbine) where the flow solution is required. Its shape and size depend mainly on the aerodynamic characteristics of the geometry and its effects on the surrounding flow field. For the whole wind turbine icing simulation, we should consider, for instance, the large magnitude of wakes of low energy flow left behind the turbine. In the case of an airfoil, we should similarly consider the separation of streamlines due to geometrical deformation because of icing at relatively high angles of attack. Therefore, the sides of the computational domain should be set far enough away from the geometry to ensure that the boundary conditions assigned to the outer domain do not influence the flow next to it, reducing the quality of the results. In fact, without forgetting the importance of low-cost computation, the further the borders are from the airfoil, the more space is left for the turbulence of the wake to fade out before reaching the boundary conditions imposed on the borders. We note in particular that the greater the incidence, the more turbulence there is and the more it takes a significant homothety ratio to achieve stabilization [13].

C-grid topology is typically used for simulating airfoils for both clean and iced conditions since it is more appropriate to account for turbulence due to high incidence that allows the angle of attack to be varied [14]. For icing simulation around wind turbine blades airfoil, a C-grid domain that extends 20 chord lengths in front of the airfoil and 30 chord lengths behind the airfoil would be appropriate to ensure that the entire effects of flow disturbance are captured in the fluid domain [15]. In Figure 1, the recommended dimensions, airfoil location and boundary conditions are shown. The proposed domain dimensions are based on previous explored icing simulation works that showed good agreement with experimental and numerical data [15-17].

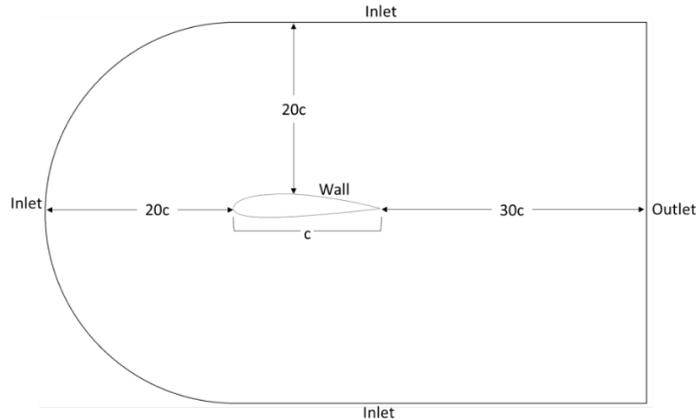


Figure 1. Recommended calculation domain geometry for ice accretion modelling around airfoil – The airfoil size is exaggerated for clarity. @Fahed Martini

2.2. Spatial Discretization

The spatial discretization or meshing process is an important step in numerical solutions in general. There are different mesh types (structured, unstructured, cartesian), and the correct choice will depend on the problem we want to solve. When simulating an airfoil under icing conditions, a structured mesh has been widely used due to its versatility to be optimized and regenerated when the ice starts to build up and the geometry changes. Figure 2 illustrates an example of a structured mesh developed for icing simulation around NACA 0012 airfoil to be used with FENSAP-ICE.

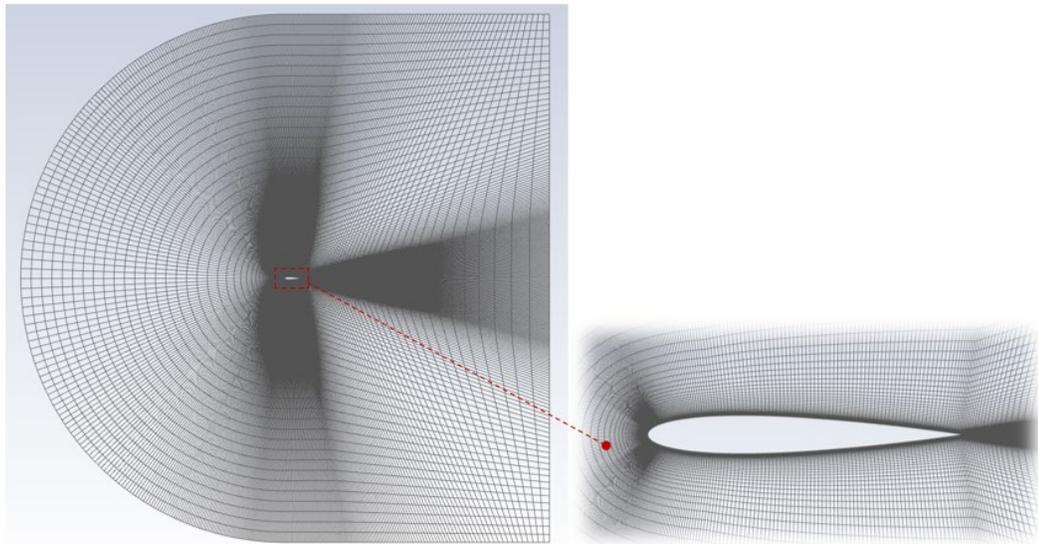


Figure 2. An exemplary structured mesh was developed for icing simulation around NACA 0012 airfoil

However, regardless of the implemented mesh type, an essential factor to consider for the accuracy of the simulations is sufficient refinement at the walls. Some examples are presented in Figure 3 and Figure 4. To take into account the boundary layer phenomena (viscosity and turbulence effect), in general, the condition $y^+ < 1$ must be satisfied for a correct performance of the turbulence models (such as $k - \omega$ and $k - \omega$ SST) and to capture the velocity profile along with the airfoil boundary layer [8]. The evaluation of y^+ depends on air density, free-stream velocity, dynamic viscosity and the boundary layer length. It is noteworthy that air properties are defined for the atmospheric temperature considered in the simulation.

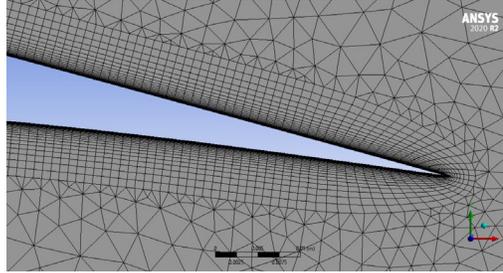


Figure 3. A hybrid mesh on airfoil trailing edge containing layers of refined and homogeneous prismatic elements at the walls and tetrahedral elements in the rest of the domain @Fahed Martini

2.2.1. Mesh Adaption for Ice Contaminated Geometries

When Ice build-up, the airfoil geometry deforms, yielding some elements of the computational mesh around the airfoil boundary distorted and inappropriate. Remeshing, or morphing, therefore, becomes necessary using the iced airfoil geometry obtained by ice accretion simulation to account for the new airfoil boundary and avoid convergence problems in the next run of the simulation or when computing the aerodynamic solution for the iced airfoil. In modelling ice accretion, the engineer must develop his mesh to be adaptive to geometry deformation as the shape of the ice is evolving. After each considered time-scale cycle of ice accretion, the grid has to be updated either by morphing or by re-meshing to conform to the new ice shape. The adaptive mesh will be able to hug the new geometry without distortion may producing degenerated elements. (See Figure 4). For moving boundaries, such as mesh displacement due to ice accreting, FENSAP-ICE uses the ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) formulation [18]. Mesh adaptation techniques are provided with ANSYS FENSAP-ICE documentation and other related studies [19]. A mesh morphing-based technique for adapting and optimizing the mesh to efficiently handle ice accretion simulations was proposed by Costa, et al. [20].

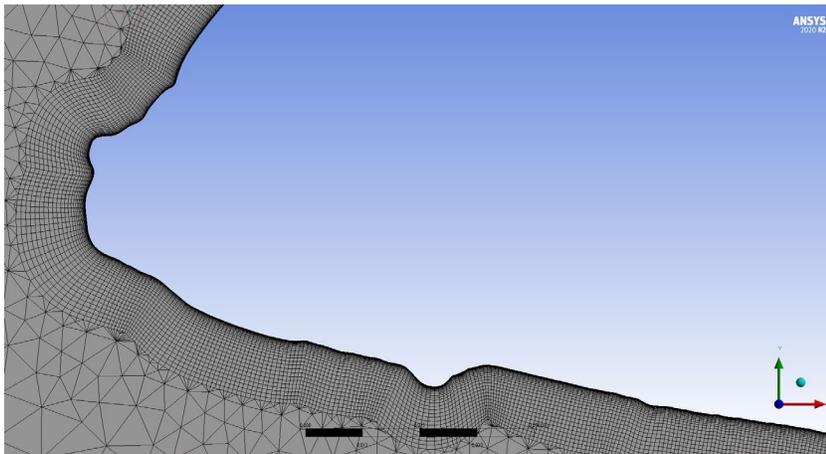


Figure 4. Iced boundary developed on the leading edge of NACA64-618 airfoil, generated by ANSYS FENSAP-ICE @Fahed Martini.

Based on the ice growth shape calculated, the airfoil geometry deforms and is updated. Prior to conduct the final aerodynamic simulation (if the study is intended to estimate the aerodynamic performance of the iced airfoil), the mesh should also be updated to hug the newly generated iced boundary. Once the overall ice-accreted shape is evaluated for the desired period of time, we can look at performance analysis, in which we do final aerodynamic calculations to estimate the performance degradation due to the deformation of the blade's airfoil. Depending on the objective of the study regarding the desired ice shape surface accuracy, the grid for the overall geometry may be generated after a single run for the entire duration of ice accretion, a simplification leads to inaccuracy on the boundary generated, or alternatively, multiple runs can be performed by dividing the total icing time into shorter periods in which, the grid is updated every time to account for the periodic ice growth before conducting the next cycle of simulation [21]. The thickness of the ice is determined, and a new surface grid has to be generated to be adapted with new geometry. This has to be performed in a repetitive manner to have enough accuracy on the iced boundary reconstructed. The overall calculations estimate the total mass and form of ice over the entire duration of ice accretion. Performing a single simulation cycle for the entire period of ice accretion provides simple and approximated geometries, while a process of multiple simulations is more computationally intensive with a more accurate representation of the shape of ice resulted.

To demonstrate the influence of the choice of each of the last-mentioned schemes of simulation, we conducted two icing simulations on the airfoil NACA 64-618 of a chord length of 1.419 m situated at 95% of the blade span of the NREL 5MW, pitch-controlled virtual wind turbine. The two schemes of simulation have been used for the same icing conditions: MVD=20 μ m, LWC = 0.22g/m³, relative velocity V_r =75,88 m/s, Total accretion time t=60 minutes, AOA=5.824° and atmospheric temperature T=-10°C. The $k - \omega$ SST turbulence model is used, and the Shin et al. roughness model is considered for the single-shot approach and the Beading model for the multi-shot approach. The results showed that the multi-shot scheme of simulation provided a more detailed boundary of the formed ice shape, which reflects mainly on the surface roughness effects on the subsequent simulations as well as on the aerodynamic parameter estimation (see Figure 5).

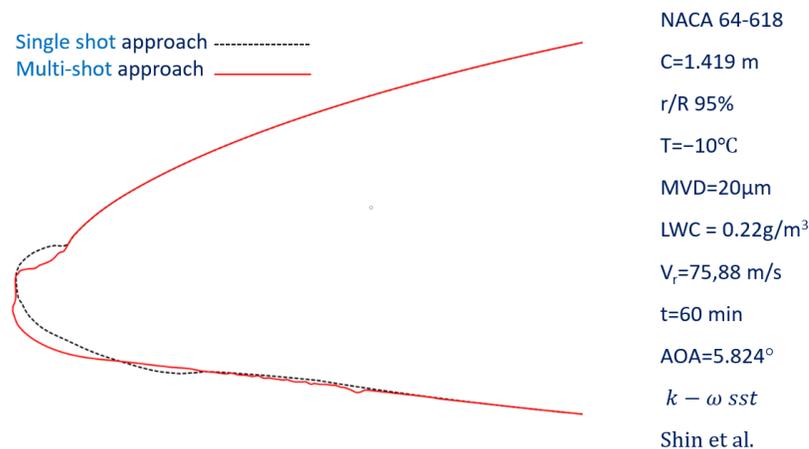


Figure 5. Icing on airfoil NACA64-618 simulated by ANSYS FENSAP-ICE showing the difference of the resulted rime ice shape «atmospheric temperature T=-10°C» using two different schemes: Multi-shot & single-shot approach. @Fahed Martini

The process of mesh and updating the governing parameters through multiple simulations can be performed individually by transferring the solution files for every periodic simulation or, if enabled by the solver, it can be done in automated sequences of multiple runs for the aerodynamic, trajectory and thermodynamic modules. This is to be enabled to repeat the other calculations (flow, impingement and ice growth) without having to re-mesh for every considered modular iteration. Recently published papers made use of this functionality in the advanced icing CFD software [22, 23]. STAR-CCM+ software provides a 3D morphing motion technique to predict the time-scale progression of ice formation to account for the deformation of airfoil geometry by

adjusting the portions of the mesh near the affected wall boundaries [23]. FENSAP-ICE provides this functionality through the “Multi-shot Ice Accretion with Automatic Mesh Displacement” that enables automated feedback loops with the updated parameters for the configuration and the execution into a single setup. For example, if we have 21 minutes of icing event, a single shot will use 21 minutes to estimate the ice thickness based on the initial conditions of geometry and governing parameters. Whereas, if multi-shot is adopted with seven discrete time-steps, the governing parameters and the geometry will be updated every three minutes of simulation [18]. In Figure 6, a scheme for both approaches is presented. For every shot of ice calculation, it is noteworthy that it is recommended to integrate roughness height when running flow solution (for example, in FENSAP-ICE, the “Beading model” is used to satisfy this condition) [24]. This option improves the computed ice shapes considering roughness effects on the shear stress and heat flux as well as the aerodynamic parameters estimated for the final resulting ice shape [18, 24].

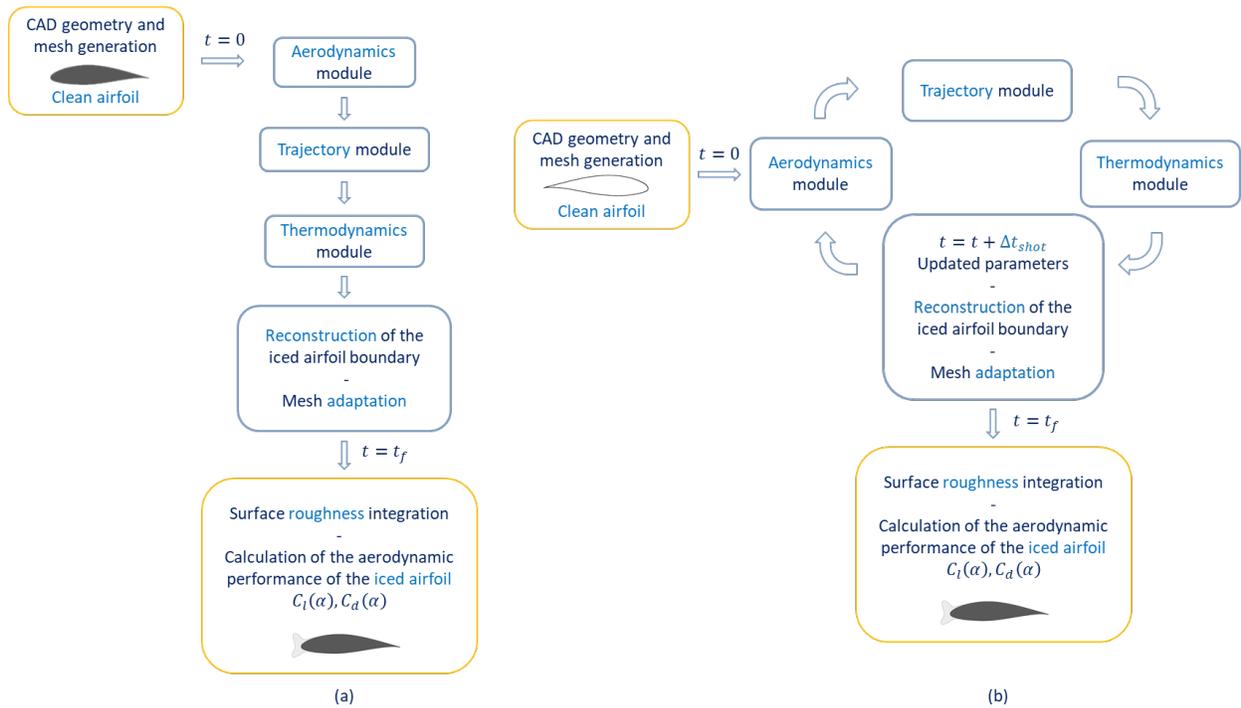


Figure 6. Two solution schemes for estimating the aerodynamic performance of an iced airfoil: (a) Single-Shot Approach, (b) Multi-Shot Approach. @Fahed Martini

2.2.2. Mesh convergence study

Accuracy is crucial for icing simulation to minimize dependence on costly experimental tests. The mesh generation is a critical phase in a CFD-based icing analysis, given its influence on the calculated solution. An excellent quality mesh is essential for obtaining an accurate, robust and meaningful calculation result. Meshing defects have a severe impact on the convergence, the precision of the solution and especially on the computing time. A good quality mesh is associated with the minimization of the elements presenting distortions (skewness). It is essential to achieve zero or marginal skewness near the airfoil surface [25]. Otherwise known, to ensure the continuity of any numerical solution, the accuracy is dependent mainly on the mesh used, not only in terms of its refinement and element size but also in terms of elements’ orientation and aspect ratio and on a good refinement in the regions presenting a strong gradient, such as the boundary layer. A good mesh must also be sufficiently smooth and undergone a mesh refinement study. In order to minimize potential error and optimize calculation time, a mesh convergence study (also known as mesh independency/refinement study) has to be conducted to determine the optimum number of mesh elements for the aerodynamic performance

simulation [23]. A Mesh refinement study involves conducting calculations with a successive mesh refinement until obtaining valid converged results for the most relevant variables. For each mesh refinement, the size of the elements will be reduced, which means that each element will be replaced by smaller elements. The results for each variable of interest are observed at each step. The convergence of an iterative process is achieved when a precision criterion is satisfied. Since the RANS equations are nonlinear, the numerical solution will not converge towards an exact solution whatever the mesh is refined. In fact, the exact solution is unknown; the error for each iteration is then based on the change of the calculated quantity between two iterations. A solution error should be verified and evaluated depending on a specified level of accuracy.

For icing simulation, our most interest reflects on the aerodynamic parameters' estimation. Therefore, a convergence study is essential to be applied on lifts (Cl) and drag (Cd) coefficients for a representative angle of attack, usually that of the operational design of the chosen wind turbine (see Figure 7). Similarly, for icing simulation convenience, it is advised to conduct this convergence study for both Cl and Cd of the iced airfoils. As an example from the wind turbine icing literature, a test of convergence on the lift coefficient has been conducted by Zanon, et al. [17] to model ice accretion on the airfoil NACA64-A17 on the NREL 5 MW reference wind turbine. Another example from wind turbine icing literature, a discretization error between grids has been tracked by Hildebrandt [15] in a mesh refinement study carried out on Cl, Cd for both clean and iced airfoils while introducing the time of simulation as an additional decisive factor for the choice of mesh. In commercial software, different approaches are used to achieve grid refinement convergence. Basically, we may opt for the *adaptive meshing* tool provided by the software to automate the mesh refinement until a user-specified level of accuracy is reached.

One can seek convergence study globally all over the domain or locally wherever the refinement is essential. For icing simulation on airfoils, sufficient mesh resolution should be applied near the stagnation region to capture the local characteristics of water droplets impingement accurately (see Figure 3 and Figure 4.). Therefore, a convergence study may be applied locally to account for airfoil deformation due to ice accretion in specific regions (around the airfoil or near the stagnation region within the impingement limits). To judge the required density implemented in the regions of interest, only a mesh convergence study can confirm that the mesh has sufficient refinement in this region. Generally speaking, smooth transitions between regions of different densities have to be respected. Rapid changes in mesh density or elements of deficient shape cause artificial disturbances and poor results. We should also be careful that the shape of the elements in these regions of concern should not stray too far from the reference shape when the reconstructed mesh has to hug the ice accreted.

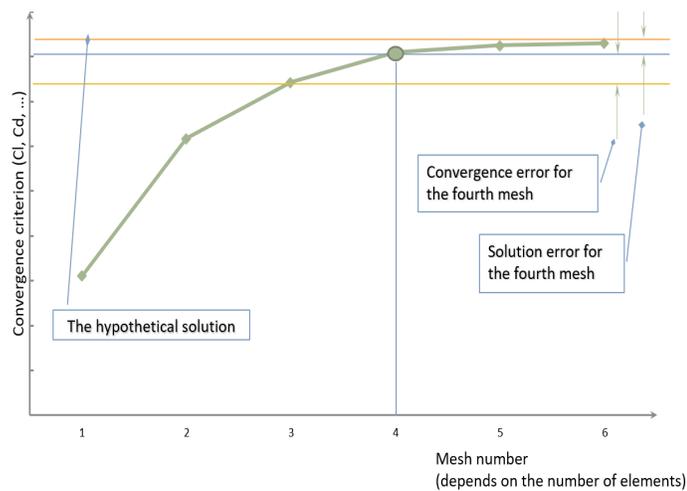


Figure 7. Discretization errors in a mesh refinement study for airfoil aerodynamic characteristics @Fahed Martini

2.3. Boundary conditions

For the icing problem, each module (aerodynamic, droplet trajectory and thermodynamic) deals with a system of partial differential equations, for which the solution requires the determination of appropriate boundary conditions to be specified to the discretized domain's boundaries. Some of the most commonly used boundary conditions are velocity-inlet, pressure-outlet, anti-slip wall, among others. However, in the icing problem, some of the boundaries will require more than one condition. For example, considering the icing problem as a multiphase flow (air as continuous phase and supercooled water droplets dispersed in the air), if we chose the air as a continuous phase, this will be automatically transferred to the droplets. This means that the droplets will be forced to go around the airfoil and avoid impingement, which leads to errors in predicting the water droplets' impingement and, consequently, the ice shape. Therefore, the airfoil should behave as a permeable wall for droplets but simultaneously as a wall for the air. In order to solve this problematic issue, some CFD software allows to couple a User Defined Function (UDF) with the calculations to account for the continuity, momentum, and energy equations for the droplets [16].

3. Blade Element Momentum (BEM) Theory

The Blade Element Momentum (BEM) theory is commonly used in wind turbine design to calculate the aerodynamic performance and the power curve of turbines [8, 26]. These calculations can be performed for both clean and iced wind turbines in order to estimate the power losses due to icing [26]. BEM theory is the combination of Blade Element Theory (analysis of the forces at a section of the blade as a function of blade geometry), explained in Section 3.3 of Manwell et al. book, 2010, *Wind energy explained: theory, design and application* [27] and Momentum Theory (analysis of the forces at the blade based on the conservation of linear and angular momentum), explained in Section 3.5.2 of Burton, et al. [28]. It involves dividing the turbine blade (See Figure 8) into N sections (or elements) applying the following assumptions: 1) a complete lack of aerodynamic interaction among sections; 2) the forces on the blades are determined by the lift and drag characteristics of the airfoil shape using an angle of attack determined from the incident resultant velocity in the cross-sectional plane of the element; 3) the velocity component in the span-wise direction is ignored; 4) three-dimensional effects are also ignored [8, 27, 28].

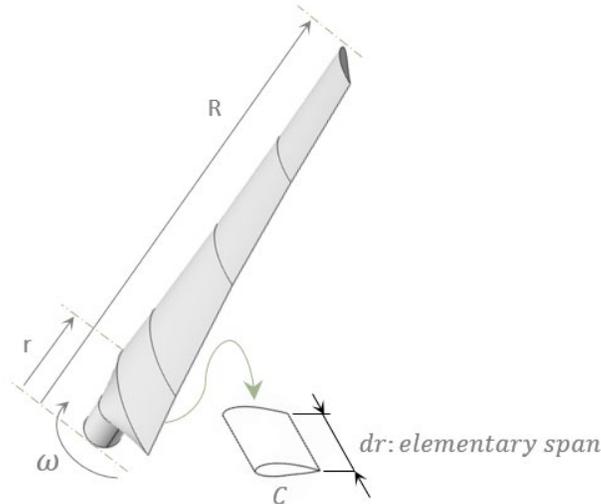


Figure 8. Schematic of blade elements; C , airfoil chord length; dr , the radial length of the element; r , radius; R , rotor radius; ω , angular velocity of rotor @Fahed Martini

From the momentum theory, we can obtain equations to define the thrust and torque on an annular section of the rotor as a function of the axial (a) and tangential (a') induction factors of the flow conditions [27].

$$dT = \rho U^2 4a(1-a)\pi r dr \quad \text{Equation 1}$$

$$dQ = 4a'(1-a)\rho U \omega \pi r^3 dr \quad \text{Equation 2}$$

Where, U is the air velocity and ω the rotational speed of the rotor.

From the blade element theory (see Figure 9), the lift and drag forces are perpendicular and parallel to a relative wind speed (U_{rel}), respectively, which is the vector sum of the wind velocity at the rotor ($U(1-a)$), and the wind velocity due to rotation of the blade ($\omega r(1+a')$) [27, 28]. Figure 9 shows the relationships between the angles, forces and velocities in one section of a blade. From that, it can be seen that:

$$\phi = \tan^{-1} \left[\frac{1-a}{(1+a)\lambda_r} \right] \quad \text{Equation 3}$$

$$\alpha = \phi - \theta_p \quad \text{Equation 4}$$

$$U_{rel} = \frac{U(1-a)}{\sin \phi} \quad \text{Equation 5}$$

Where, a is the axial induction factor, $\lambda_r = \omega r/U$ is the local tip speed ratio, α is the angle of attack, ϕ is the angle relative to the wind, and θ_p is the pitch angle.

Regarding the above, the blade element theory also allows obtaining two more equations, which define the normal force or thrust (T_N) and the tangential force or torque (T_Q) on the annular rotor section as a function of the flow angles at the blades and airfoil characteristics.

$$dT_N = \frac{1}{2} B \rho U_{rel}^2 (C_l \cos \phi + C_d \sin \phi) c dr \quad \text{Equation 6}$$

$$dT_Q = \frac{1}{2} B \rho U_{rel}^2 (C_l \sin \phi - C_d \cos \phi) c dr \quad \text{Equation 7}$$

Where: B is the number of blades and c is the airfoil chord.

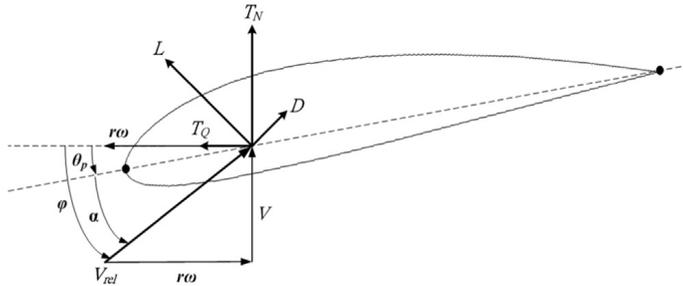


Figure 9. Blade geometry for analysis of a horizontal axis wind turbine; for the definition of variables, see text

According to BEM theory, the blade element force causes the change of momentum of the air passes through the disk swept. As a result, it is assumed that there is no radial interaction between the flows passing contiguous disks; however, this condition is only valid if the axial flow induction factor does not vary radially, and it is uniform, i.e. the blades have uniform circulation. Ref. Section 3.5.2 of Burton, et al. [28].

Using two-dimensional aerofoil characteristics, the axial and tangential flow induction factors a and a' can be estimated iteratively [3]. The following equations are useful for carrying out the process [27, 28]:

$$\frac{a}{1-a} = \frac{\sigma_r C_x}{4 \sin^2 \phi} \quad \text{Equation 8}$$

$$\frac{a'}{1-a} = \frac{\sigma_r C_y}{\lambda_r \sin^2 \phi} \quad \text{Equation 9}$$

Where, $C_x = C_l \cos \phi + C_d \sin \phi$, $C_y = C_l \sin \phi - C_d \cos \phi$, C_l is the lift coefficient, C_d is the drag coefficient and σ_r is the chord solidity which is defined as the total blade chord length (c) at a given radius (r) divided by the circumferential length at that radius:

$$\sigma_r = \frac{B c}{2\pi r} \quad \text{Equation 10}$$

To determine the complete performance characteristic of a rotor, i.e., how the power coefficient varies over a wide range of tip speed ratio, requires an iterative solution that consists of initializing a and a' to be zero, assuming $C_d = 0$. Drag is excluded from the calculation of the flow induction factors because drag in attached flows is caused by skin friction and does not affect the pressure drop across the rotor [28]. Once the induction factors have been obtained, ϕ , C_l and C_d are calculated; then the process is repeated until convergence is obtained [27, 28]. With the final results for a , a' , ϕ , C_l and C_d , the torque can be calculated by equating equations 4 and 9 [28]:

$$dQ = 4a'(1-a)\rho U\omega\pi r^3 dr - \frac{1}{2}B\rho U_{rel}^2(C_l \sin \phi - C_d \cos \phi)crdr \quad \text{Equation 11}$$

Finally, the power contribution from each annulus is given by [27]:

$$P = \int_r^R \omega dQ \quad \text{Equation 12}$$

And the power coefficient is given by [27]:

$$C_p = \frac{P}{P_{wind}} = \frac{\int_r^R \omega dQ}{\frac{1}{2}\rho\pi R^2 U^3} \quad \text{Equation 13}$$

Power coefficient C_p of the wind turbine depends, therefore, in addition to the number of blades B , on the aerodynamic characteristics of the airfoils of the considered sections in the blade, their radius r , their pitch angle β , the angle of incidence α , the upstream wind speed V , and the rotational speed ω . The previous missioned parameters of the velocities triangle of airfoils can be reduced to a single variable, the relative velocity V_r , that is used as an input parameter for the CFD calculations.

3.1. Improved BEMT:

Due to the assumptions mentioned at the beginning, this method has deficiencies in the study of three-dimensional flows. Therefore, some corrections such as Prandtl's tip loss factor, Spera's correction, and the Du-Selig stall delay model have been defined in order to improve BEM accuracy of prediction [8, 29, 30].

3.1.1. Prandtl's Tip Loss Factor

Air tends to flow around the tip from the lower to the upper surface, reducing lift and thus power near the tip. This is due to the suction side of a blade has lower pressure than the pressure side. This is more evident in turbines with fewer and wider blades. The correction factor F (see Equation 16) was introduced into the equations discussed previously, mainly affecting the forces derived from momentum theory.

$$F = \left(\frac{2}{\pi}\right) \cos^{-1} \left[\exp \left(- \left\{ \frac{(B/2)[1-(r/R)]}{(r/R) \sin \phi} \right\} \right) \right] \quad \text{Equation 14}$$

As can be seen in Eq. 14, this correction factor is a function of the number of blades (B), the angle of relative wind (ϕ), and the position on the blade (r/R). Special attention should be paid to the angle in the inverse cosine, which should be in radians [29].

3.1.2. Stall Delay Model

The stall region in rotating blades begins in areas with a higher angle of attack than a static airfoil in a wind tunnel. The effects of centrifugal force help to reduce the adverse pressure gradient that causes an airfoil to stall. Aerodynamic stall can be mathematically described using laminar boundary layer theory as follows [8]:

$$C_{l,3D} = C_l + 3 \left(\frac{c}{r}\right)^2 \Delta C_l \quad \text{Equation 15}$$

$$C_{d,3D} = C_d + 3 \left(\frac{c}{r}\right)^2 \Delta C_d \quad \text{Equation 16}$$

Where, ΔC_l and ΔC_d are the differences in lift and drag coefficients obtained from the flow with no separation, c/r is the local chord length normalized according to the radial direction. Considering the effects of tip loss and stall delay, the induction factors can be written as [8]:

$$a = \frac{C_x \sigma_r}{4F \sin^2 \phi + C_x \sigma_r} \quad \text{Equation 17}$$

$$a' = \frac{C_y \sigma_r (1-a)}{4F \lambda \sin^2 \phi} \quad \text{Equation 18}$$

3.1.3. Viterna – Corrigan (VC) Stall Model

This model is based on the fact that HAWTs have a high aspect ratio with a characteristic flow field similar to a 2D airfoil. Thus, the lifting line theory has been used to calculate the lift coefficient before the stall angle of attack. When the flow moves into the fully developed stall region, the VC model is used to predict the lift and drag coefficients for an angle of attack (α) higher than the angle of attack in which the maximum coefficient is observed (α_s), and is written as follows [8]:

$$C_l = \frac{1}{2} C_{d,max} \sin 2\alpha + \frac{K_L \cos^2 \alpha}{\sin \alpha} \quad \text{Equation 19}$$

$$C_d = C_{d,max} \sin^2 \alpha + K_D \cos \alpha \quad \text{Equation 20}$$

Where, K_L and the K_D are:

$$K_L = [C_{l,s} - C_{d,max} \sin \alpha_s \cos \alpha_s] \frac{\sin \alpha_s}{\cos^2 \alpha_s} \quad \text{Equation 21}$$

$$K_D = \frac{C_{d,s} - C_{d,max} \sin^2 \alpha_s}{\cos \alpha_s} \quad \text{Equation 22}$$

Where, $C_{l,s}$ and $C_{d,s}$ are respectively the lift and drag coefficients at an angle of attack α_s of 20° in which $C_{d,max}$ depends on the aspect ratio, as follows [8]:

$$C_{d,max} = \begin{cases} 1.11 + 0.018 AR, & AR \leq 50 \\ 3.01, & AR > 50 \end{cases} \quad \text{Equation 23}$$

3.1.4. Spera's Correction

Spera identified an empirical relationship between the angle of attack and the thrust coefficient (C_T) in the turbulent wake state, which is written as [8]:

$$C_T = \frac{\sigma_r (1-a)^2 C_x}{\sin^2 \phi} \quad \text{Equation 24}$$

If $C_T > 0.96$, the axial induction factor is:

$$a = 0.143 + \sqrt{0.0203 - 0.6427(0.889 - C_T)} \quad \text{Equation 25}$$

Whereas if $C_T < 0.96$, then the axial induction factor is solved using Equation 19.

3.2. CFD-BEM Mixed Approach (Quasi-3D simulation method)

In a 2D simulation, ice accretion is reproduced over only one airfoil section along the blade. It provides important information about the aerodynamic performance drop while the airfoil shape is deformed by ice accretion. However, this kind of study is not representative of quantifying the power production losses due to icing. Even though some references consider that the airfoil section at 85% spanwise position represents the average ice accretion on a blade power generation [21, 31, 32], and at that radius, arises the most significant contribution to turbines' power production [33]. Nevertheless, 2D solutions do not consider the 3D effects of flow. Fully 3D solutions simulate the blade as a whole in a 3D domain and take the 3D flow effects into account [5], except that this type of simulation is tricky to implement, especially when it comes to several scenarios of icing conditions. The Quasi-3D simulation is a rational alternative method to incorporate the simplicity of 2D analysis and the capability of the improved BEM theory to capture the 3D effects of flow [34]. By coupling the BEM theory with the solution of RANS equations via CFD simulation can be used to generate the power curve for a wind turbine. The application of the CFD-BEM approach to generate the power curves for both clean and iced WT helps estimate wind turbine production losses due to icing resulting in a less computationally expensive solution. Both methods (the Quasi-3D and the Fully-3D simulation) have a similar theoretical background, but a different order of modelling but a different representation of icing effects on wind turbine blades. Sagol [6] carried out a critical analysis using both a Quasi-3D and a Fully-3D simulation approach for NREL Phase VI wind turbine blades. The study shows that the two approaches resulted in different ice shapes and eventually different iced blade performance. The fully-3D method has more accurate predictions for a clean wind turbine blade with difficulties validating iced-up wind turbines in the absence of experimental data. Even though Fully-3D simulations have higher computational cost, 2D icing analyses, by not considering the 3D features of rotational flow, may lack accuracy [6].

In the Quasi-3D simulation method, the computed aerodynamic coefficients for the clean and iced blades using the CFD are employed together with the BEM theory to generate the wind turbine's torque, power, and C_p curves for both normal and icing conditions [26]. Firstly, estimate $C_l(\alpha)$, $C_d(\alpha)$ for clean and iced airfoils for several sections of the blade using a CFD icing simulation software. Then estimate the power with any software that uses the Blade Element Momentum (BEM) theory in its code. The iterative method is explained by Switchenko, et al. [3]. The polar needs to be extrapolated to 360° for each section in order to determine load and power calculations under various operational conditions [23]. This can be done in the polar extrapolation module using the Viterna equation [23, 35, 36]. Only extrapolated polar data can be used to simulate a turbine or rotor. Estimating C_l , C_d using the CFD solution of the Reynolds-averaged Navier–Stokes equations RANS is more accurate.

The aerodynamic losses due to icing are represented by the reduction in C_l and the increase in C_d . They are usually demonstrated through drawing the C_l and C_d for both clean and iced wind turbines on the same graph. However, what determines the drop in aerodynamic performance is the reduction in the lift to drag ratio (represented by C_l/C_d) due to ice-induced roughness. The power losses are represented by the degradation of the wind turbine's power curve due to ice. They are usually demonstrated through drawing the power curve $P(V)$ or the power coefficient $C_p(V)$ as a function of the wind speed or the power coefficient $C_p(\text{TSR})$ or the torque coefficient $T(\text{TSR})$ as a function of the Tip Speed Ratio, for both clean and iced wind turbines on the same graph. Figure 10 illustrates the overall process of the Quasi-3D Simulation using CFD solver to compute the aerodynamic characteristics $C_l(\alpha)$ & $C_d(\alpha)$ for each section's airfoil for both clean and iced airfoils, and the application of the BEM Theory to generate the power curves for both ordinary and icing conditions using the CFD computed aerodynamic characteristics $C_l(\alpha)$ & $C_d(\alpha)$.

The annual power production losses resulting from ice build-up on wind turbine blades can be estimated at a particular location using wind speed frequency data for that location as well as a power curve generated for both clean and iced-up wind turbines [37, 38]. As an integral example for the preceding steps of the proposed methodology, Turkia, et al. [37] describe a method to develop the reduced power curves for a typical variable speed pitch controlled 3 MW iced-up wind turbine. The icing conditions were defined using a numerical weather

prediction model. A relation between the standard stationary cylinder and the rotating wind turbine blade was determined using an ice accretion model described in ISO 12494 (2001) standard [39]. Ice accretion is modelled on two blade sections in three specific icing events using the VTT in-house code TURBICE, while the airflow was modelled using ANSYS FLUENT. The power curves were generated for both clean and iced conditions using FAST software. The results were validated against real-life observations. Limiting the study to the dry type of ice has reflected in underestimating the icing impact on power production.

When thinking in terms of the reliability of numerical approaches, the use of the CFD-BEM method is questionable from the point of view of Bai and Wang [8]. The BEM theory is not reliable for simulating the distribution of the aerodynamic loads on wind turbine blades, particularly for cases related to the separation of the boundary layer on the suction surface of the airfoil [8], a phenomenon considerably expected for the ice contaminated airfoils. Dynamic stall on the airfoils dramatically increases yaw moments and the cyclic blade loads [40]. The CFD-BEM approach cannot predict the detailed flow field produced by a finite number of blades. It is effective in predicting thrust but tends to overestimate the power. Therefore, for generating the power curve for an iced-up wind turbine, the CFD-BEM approach needs to improve its accuracy by considering the 3D effects around the blade [8].

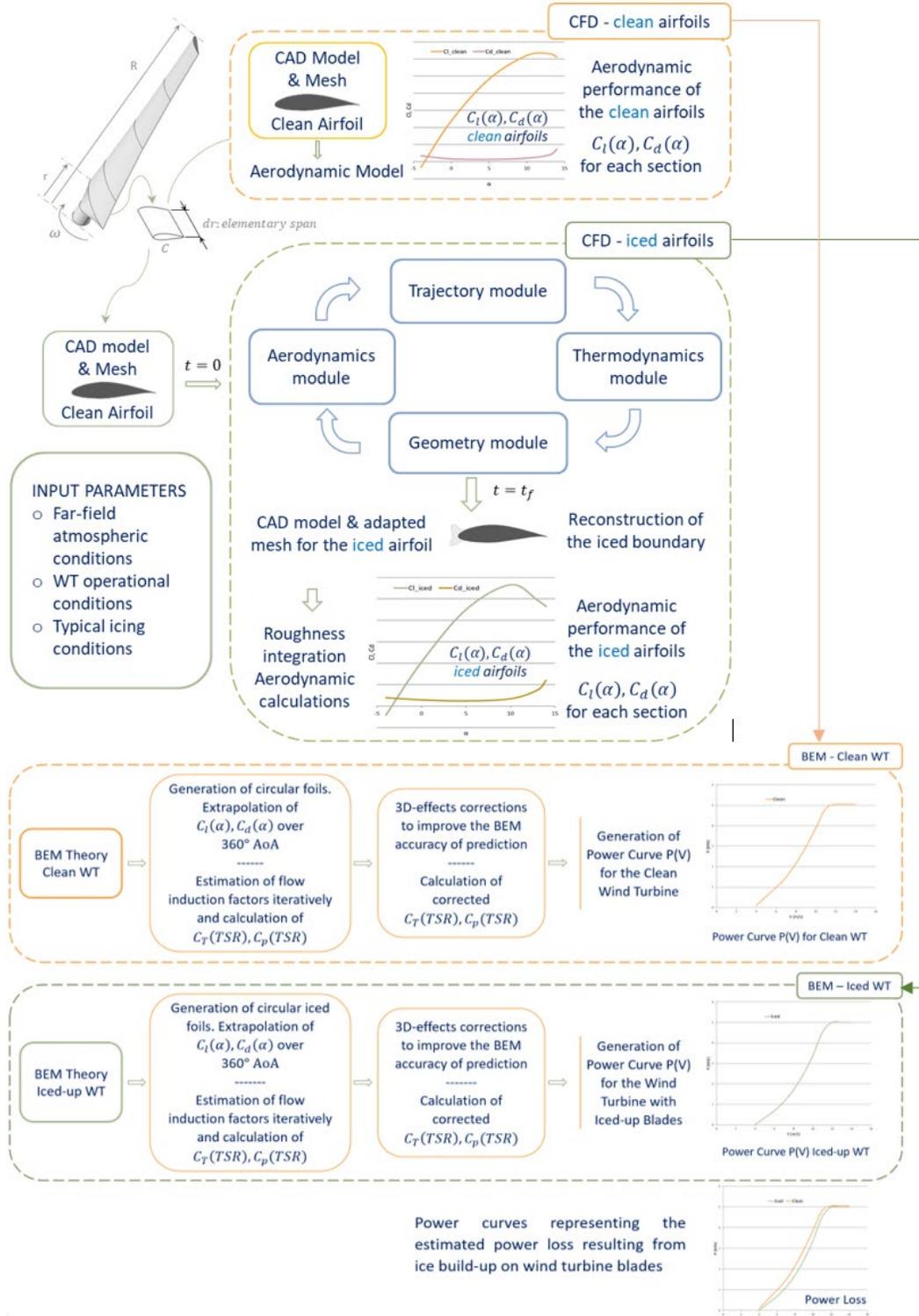


Figure 10. Power Loss Calculations using CFD-BEM mixed approach @Fahed Martini

4. Validation options

Since numerical tools represent an increasingly used option in wind turbine icing research [35], there is necessary to compare the experimental and numerical icing simulation results for the typical wind turbines under icing conditions [41]. Whatever the objective of conducting ice modelling studies for wind turbines, CFD numerical solution must be validated before using its results. While almost all the available commercial engineering CFD codes that integrate icing modules were originally developed for aeronautics, it is important to carefully validate the code for the range of Reynolds numbers used for wind turbines. So far, numerical codes developed to predict ice accretion for aircraft have been recently validated more or less for wind turbine icing applications. However, there is still a need for validation against experimental results for typical wind turbines in different icing conditions and various operation scenarios. Generally speaking, one should have a conception of the type of results before conducting the simulation. Therefore, it could be convenient to start with a simple case for which we already know its results to have confidence in the owned simulation tool. In this case, several studies validated the CFD results with a 2D experimental tests [3, 14, 16, 17, 21, 23, 37, 42-51]. The validation process is important to demonstrate the accuracy of the model used in the simulations.

For a complex phenomenon such as icing, several upstream studies must be conducted before proposing a precise model capable of achieving a three-dimensional icing simulation on wind turbine rotating blades. Several CFD-based published studies used the NACA 0012 experimental results for validation. Some papers use the NACA64-618 since it is chosen for the outboard third of the blade for the virtual NREL offshore 5-MW baseline wind turbine. Besides, this type of airfoil (NACA series 6-Digit) has been used for large wind turbine blades [52]. The first option consists of validating the resulted aerodynamic characteristics of the clean airfoil. The reference information on the aerodynamic performance of clean airfoils is available in literature either from theoretical studies or from experimental tests. Consequently, the validation of the clean airfoil is contained in the context of satisfying the searcher in the simulation tool that he uses. The iced airfoil validation consists of verifying the ice shape obtained under the same icing conditions. Two common wind turbines are used in literature for validation, mainly of the clean scenario:

- I. The two-bladed NREL-phase VI real horizontal-axis wind turbines:
This turbine, composed of S809 airfoil, was experimentally characterized using wind tunnel tests at NASA's Ames Research Center in normal conditions. The characteristics information required to quantify the full-scale, three-dimensional (3-D) aerodynamic behaviour of this turbine is available in the technical report provided by the National Renewable Energy Laboratory (NREL) [53]. This turbine often works with a constant rotor speed at various wind speeds, which differs from the variable-pitch and variable-speed wind turbine in operation mode nowadays [1]. Han, et al. [54] present ice accretion tests on this model.
- II. The conventional three-bladed upwind variable-speed variable blade-pitch-to-feather-controlled virtual wind turbine known as the "NREL offshore 5-MW baseline wind turbine" The specifications of this representative wind turbine are available in the technical report by the National Renewable Energy Laboratory (NREL) [55]. The NREL 5-MW wind turbine blade comprises six different airfoils (Span=63m), see Table 1.

Table 1: NREL 5-MW Wind Turbine Airfoils.

Airfoils	Spanwise position	Chord Length (m)
(1) DU W-405 (r=11.75 m)	19%	11.75
(2) DU W-350 (r=15.89 m)	25%	15.89
(3) DU 97-W-300 (r=24.05 m)	38%	24.05
(4) DU 91-W2-250 (r=28.15)	45%	28.15
(5) DU 91-W-210 (r=36.35 m)	58%	36.35
(6) NACA 64-618 (r=44.55 m)	71%	44.55

Unlike the previous turbine, no experimental studies have been found for this virtual model in icing conditions. However, the NACA 64-618 airfoil, which composes the last third part of its blade, has been studied in the last decade.

Another type of validation consists of analyzing the degradation of aerodynamic performance due to ice formation while comparing with previously validated numerical results. There are numerous studies available in the literature for various types of common airfoils for wind turbines. It would be preferable to compare with studies that use the same solver and, if available, to compare with the results of other solvers.

5. Summary of Research Survey on the Quasi-3D Simulation Studies

Results of the investigation on ice accretion modelling and simulation for HAWTs are presented in this section. The objective is to summarise the up-to-date attempts of quantifying the icing impact on wind turbines energy production via the 3D and Quasi-3D simulation. The objective of each of these studies is summarised along with other valuable information, such as the type of ice treated, the software used for both CFD and BEM theory simulation, the geometry and the wind turbine type considered, the parameter used to represent the results of the simulations, in addition to the availability of other types information such as the adopted roughness and turbulence models and the presence of experimental validation. Mainly, the two above-mentioned types of wind turbines (the NREL 5 MW and the NREL Phase VI) were used for validation, while other types were treated too.

From reviewing the simulation studies in the literature on wind turbine icing, the studies that conducted 3D and Quasi-3D simulations based on the CFD-BEM approach are listed and summarised in Table 2. The review is limited to HAWT investigations.

Table 2: Summary of academic research on CFD-BEM mixed approach

Authors	Year	Ice type	SOFTWARE		GEOMETRY		Roughness model	Turbulence model	Output	Study & Validation
			BEM	CFD	Wind turbine	Radius (m)				
Barber, et al. [42]	2010	Rime	N/A	LEWICE 2D	Enercon E40 600 kW	22	N/A	k-ε	Ice shape C _p (TSR)	Quasi-3D & Exp.
Dimitrova [30]	2011	Rime & Glaze	XFOIL and PROPID	CIRA-LIMA	Vestas V80 1.8 MW	35	N/A	N/A	Ice Shape & mass C _L , C _D P(V) Power loss	Quasi-3D
Homola, et al. [26]	2012	Rime	In-house code	FENSAP-ICE	NREL 5 MW	63	Shin et al., Model	Spalart-Allmaras	Ice shape. C _L , C _D C _p (TSR) P(V) Power Losses.	Quasi-3D
Turkia, et al. [37]	2013	Rime	FAST	Turbice, Fluent	NREL 5 MW scaled down to: WinWind WWD-3 3 MW	45	Shin et al., Model	Spalart-Allmaras	Ice Shape & mass C _L , C _D P(V) Power loss	Quasi-3D & Exp.

Authors	Year	Ice type	SOFTWARE		GEOMETRY		Roughness model	Turbulence model	Output	Study & Validation
			BEM	CFD	Wind turbine	Radius (m)				
Etemaddar, et al. [36]	2014	Rime & Glaze	WT-Perf	FLUENT LEWICE	NREL 5 MW	63	Constant value: 0.5 mm	k-ε	Ice Shape, mass & thickness C _L , C _D C _p (TSR) C _r (TSR) Bending moment. Fatigue damage.	Quasi-3D & Exp.
Yirtici, et al. [56]	2016	Rime	XFOIL	In-house model	Aeolos 30 kW	6	N/A	N/A	Ice shape P(V)	Quasi-3D & Exp.
Han, et al. [23]	2018	Rime	BLADED	STAR-CCM+	NREL 5 MW	63	Shin et al., model	k-ω SST	Ice Shape, mass & thickness C _L , C _D P(V)	Quasi-3D & Exp.
Zanon, et al. [17]	2018	Rime & Glaze	WT-Perf	CFX ICEAC2 D	NREL 5 MW	63	Shin et al., model	k-ω SST	Ice shape. C _L , C _D C _p (TSR) T(TSR)	Quasi-3D & Exp.
Hildebrandt [15]	2019	Rime & Glaze	XTurb PSU	FENSAP-ICE	WindPACT 1.5 MW	33.25	Shin et al., model. Beading Surface Roughness model.	Spalart-Allmaras	Ice shape C _L , C _D P(V)	Quasi-3D & Exp.
Yirtici, et al. [57]	2019	Rim & Glaze	XFOIL SU2	METUDES In-House DDES solver	Aeolos-H 30 kW	6	N/A	Spalart-Allmaras	Ice shape. CL, CD P(V)	Quasi-3D & Exp.
Sagol [6]	2014	Rime	In-house code	FLUENT	NREL Phase VI	5	N/A	k-ω SST	Ice shape. T(r) CL, CD Power loss	3D & Quasi-3D & Exp.
Switchenko, et al. [3]	2014	Rime & Glaze	N/A	FENSAP-ICE	NREL Phase VI Scaled to: WindPACT 1.5 MW [58]	5 35	Constant values: 1, 3, and 10 mm	Spalart-Allmaras	Ice shape P(t)	3D & Quasi-3D & Exp.
Shu, et al. [47]	2017	Glaze	N/A	FLUENT MatLab	Small HAWT	0.5	Estimated from experiment	k-ε	Ice shape, load & thickness C _p (t) P(t)	3D & Exp.

Authors	Year	Ice type	SOFTWARE		GEOMETRY		Roughness model	Turbulence model	Output	Study & Validation
			BEM	CFD	Wind turbine	Radius (m)				
Shu, et al. [1]	2018	Rime & Glaze	N/A	FLUENT	Variable pitch and variable-speed HAWT 300 kW	15.5	N/A	k- ω SST	Ice shape $C_p(V)$ $P(V)$	Steady-state 3D & Exp.
Reid, et al. [45]	2013	Rime & Glaze	N/A	FENSAP-ICE	NREL Phase VI	5	N/A	Spalart-Allmaras	C_p , CT Ice shape Power loss	3D & Exp.

Conclusion

Several studies have been conducted on the icing simulation for wind turbines. Most of them were 2D simulations based on computational fluid dynamics (CFD). Despite few attempts to simulate one blade in a 3D symmetric configuration, no full-scale simulation of a rotating wind turbine under icing conditions was considered. The CFD-BEM approach is a practical alternative to generate the power curves for both clean and iced-up wind turbines in order to estimate the power drop due to icing. In this paper, a comprehensive review of the use of the CFD-BEM method in wind turbine icing research is presented in the context of estimating the power curve degradation due to ice accretion. Quasi-3D simulation studies based on the CFD-BEM mixed approach are reported relying on a methodical and concise literature survey. The literature review revealed that more than few studies used this approach to estimate the energy loss during specific icing conditions, as summarized in Table 2. However, these studies adopted different conditions for multiple types of wind turbines using different software programs.

Furthermore, programs that use the BEM theory are subject to limitations in the calculations of power curves. Therefore, additional losses related to wind turbine geometry should be considered. Using the Panel method to estimate the aerodynamic characteristics (as in the case of XFOIL in QBlade) is not recommended for the iced airfoils, especially for high angles of attack. The deformation of the airfoil, mainly on the leading edge, will increase the possibility of flow separation on the airfoil, which could not be captured by the panel method.

Finally, in order to better advance the research in this field, it is recommended to unify the research on icing simulation by adopting one of the above-mentioned types of wind turbines. The NREL-Phase VI is composed of one airfoil type and has the characteristics available to quantify the full-scale, three-dimensional (3D) aerodynamic behaviour. In addition, experimental results are available for validation for this wind turbine.

Author Contributions: “Conceptualization, F.M.; methodology, F.M.; formal analysis, F.M.; investigation, F.M., T.C.; resources, F.M.; data curation, F.M. and T.C.; writing—original draft preparation, F.M.; writing—review and editing, F.M., T.C., A.A., and A.I.; visualization, F.M.; supervision, A.I.; project administration, A.I. All authors have read and agreed to the published version of the manuscript.

Data Availability Statement: This study does not report any data.

Funding: This research received no external funding

Conflicts of Interest: The authors declare no conflict of interest

Nomenclature:

a	Axial induction factor
a'	Tangential induction factors
B	Number of blades
c	Blade chord length (m)
C_d	Drag coefficient
C_l	Lift coefficient
C_T	Thrust coefficient
C_P	Power coefficient
D	Rotor diameter (m)
R	Rotor radius / Blade span (m)
r	Radius length of local blade element (m)
U	Free stream velocity (m/s)
α	Angle of attack ($^\circ$)
ϕ	Angle relative to the wind
θ_p	Pitch angle
λ	Tip Speed Ratio (TSR)
ω	Rotational speed of the rotor (rad/s)
V	Air velocity (m/s)
p	Pressure (N/m ²)
ρ	Air density (kg/m ³)
g	Gravitational acceleration constant (m/s ²)
t	Accretion time (min)
P(V)	Power Curve
NREL	National Renewable Energy Laboratory
VTT	Technical Research Centre of Finland
HAWT	Horizontal Axis Wind Turbine

References:

- [1] L. Shu *et al.*, "3D numerical simulation of aerodynamic performance of iced contaminated wind turbine rotors," *Cold Regions Science and Technology*, vol. 148, pp. 50-62, 2018, doi: 10.1016/j.coldregions.2018.01.008.
- [2] W. G. Habashi, "Recent advances in CFD for in-flight icing simulations," *Japan Society of Fluid Mechanics*, vol. 28, no. 2, pp. 99-118, 2009.
- [3] D. Switchenko, W. Habashi, T. Reid, I. Ozcer, and G. Baruzzi, "FENSAP-ICE Simulation of Complex Wind Turbine Icing Events, and Comparison to Observed Performance Data," presented at the 32nd ASME Wind Energy Symposium, 2014.
- [4] J. Y. Jin, M. S. Virk, Q. Hu, and X. Jiang, "Study of Ice Accretion on Horizontal Axis Wind Turbine Blade Using 2D and 3D Numerical Approach," *IEEE Access*, vol. 8, pp. 166236-166245, 2020, doi: 10.1109/access.2020.3022458.
- [5] V. Lehtomäki, "Wind energy in cold climates available technologies-report," in "Task 19,," Tech. rep., IEA 2018. [Online]. Available: <https://community.ieawind.org/HigherLogic/System/DownloadDocumentFile.ashx?DocumentFileKey=6697b7bd-b175-12b0-ecbf-2558c35d309b&forceDialog=0>
- [6] E. Sagol, "Three Dimensional Numerical Prediction of Icing Related Power and Energy Losses on a Wind Turbine," École Polytechnique de Montréal, 2014.
- [7] A. Hudecz, "Icing problems of wind turbine blades in cold climates," 2014.
- [8] C.-J. Bai and W.-C. Wang, "Review of computational and experimental approaches to analysis of aerodynamic performance in horizontal-axis wind turbines (HAWTs)," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 63, pp. 506-519, 2016, doi: 10.1016/j.rser.2016.05.078.
- [9] D. A. Francesco Castellan, *Wind Turbine Power Optimization Technology*. energies, 2020.
- [10] W. Z. Shen, *Wind Turbine Aerodynamics*. Mdpi AG, 2019.
- [11] A. P. Schaffarczyk, *Introduction to wind turbine aerodynamics*. Springer Nature, 2020.
- [12] T. Tardif d'Hamonville, *Modélisation et analyse des phénomènes aéroélastiques pour une pale d'éolienne*. Université du Québec à Chicoutimi, 2009.
- [13] T. Tardif d'Hamonville, "Domaine de calcul et Maillage pour l'étude du profil de pale d'éolienne S809.pdf>."
- [14] M. C. Pedersen and C. Yin, "Preliminary Modelling Study of Ice Accretion on Wind Turbines," *Energy Procedia*, vol. 61, pp. 258-261, 2014, doi: 10.1016/j.egypro.2014.11.1102.
- [15] S. Hildebrandt, "Modeling and evaluation of wind turbine operational strategies during icing events," Schulich School of Engineering, 2019.
- [16] F. Villalpando, M. Reggio, and A. Ilinca, "Prediction of ice accretion and anti-icing heating power on wind turbine blades using standard commercial software," *Energy*, vol. 114, pp. 1041-1052, 2016, doi: 10.1016/j.energy.2016.08.047.
- [17] A. Zanon, M. De Gennaro, and H. Kühnelt, "Wind energy harnessing of the NREL 5 MW reference wind turbine in icing conditions under different operational strategies," *Renewable Energy*, vol. 115, pp. 760-772, 2018, doi: 10.1016/j.renene.2017.08.076.
- [18] "ANSYS FENSAP-ICE User Manual, R1," 2020.
- [19] M. Fossati and W. G. Habashi, "Robust moving meshes for the prediction of aerodynamic degradation during in-flight icing," SAE Technical Paper, 0148-7191, 2011.
- [20] E. Costa, M. Biancolini, C. Groth, G. Travostino, and G. D'Agostini, "Reliable mesh morphing approach to handle icing simulations on complex models," in *4th EASN Association International Workshop on Flight Physics and Aircraft Design*, 2014.
- [21] G. M. Ibrahim, K. Pope, and Y. S. Muzychka, "Effects of blade design on ice accretion for horizontal axis wind turbines," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 173, pp. 39-52, 2018, doi: 10.1016/j.jweia.2017.11.024.

- [22] Q. Wang *et al.*, "Simulation and analysis of wind turbine ice accretion under yaw condition via an Improved Multi-Shot Icing Computational Model," *Renewable Energy*, vol. 162, pp. 1854-1873, 2020, doi: 10.1016/j.renene.2020.09.107.
- [23] W. Han, J. Kim, and B. Kim, "Study on correlation between wind turbine performance and ice accretion along a blade tip airfoil using CFD," *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, vol. 10, no. 2, 2018, doi: 10.1063/1.5012802.
- [24] F. Martini, L. T. Contreras Montoya, and A. Ilinca, "Review of Wind Turbine Icing Modelling Approaches," *Energies*, vol. 14, no. 16, p. 5207, 2021. [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/1996-1073/14/16/5207>.
- [25] M. Fossati, R.-u.-A. Khurram, and W. G. Habashi, "Robust Moving Meshes for the Prediction of Aerodynamic Degradation during In-Flight Icing," presented at the SAE Technical Paper Series, 2011.
- [26] M. C. Homola, M. S. Virk, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "Performance losses due to ice accretion for a 5 MW wind turbine," *Wind Energy*, vol. 15, no. 3, pp. 379-389, 2012, doi: 10.1002/we.477.
- [27] J. F. Manwell, J. G. McGowan, and A. L. Rogers, *Wind energy explained: theory, design and application*. John Wiley & Sons, 2010.
- [28] T. Burton, N. Jenkins, D. Sharpe, and E. Bossanyi, *Wind energy handbook*. John Wiley & Sons, 2011.
- [29] J. Martínez, L. Bernabini, O. Probst, and C. Rodríguez, "An improved BEM model for the power curve prediction of stall-regulated wind turbines," *Wind Energy*, vol. 8, no. 4, pp. 385-402, 2005, doi: 10.1002/we.147.
- [30] M. H. Dimitrova, "Pertes énergétiques d'une éolienne à partir des formes de glace simulées numériquement," Université du Québec à Rimouski, 2009.
- [31] M. C. Homola, T. Wallenius, L. Makkonen, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "The relationship between chord length and rime icing on wind turbines," *Wind Energy*, vol. 13, no. 7, pp. 627-632, 2010, doi: 10.1002/we.383.
- [32] S. Barber, Y. Wang, S. Jafari, N. Chokani, and R. S. Abhari, "The Effect of Icing on Wind Turbine Performance and Aerodynamics," in *European Wind Energy Conference (EWECC)*, Warsaw, Poland, 2010, p. 11.
- [33] T. Burton, N. Jenkins, D. Sharpe, and E. Bossanyi, "Aerodynamics of Horizontal Axis Wind Turbines," in *Wind Energy Handbook*, 2nd ed.: John Wiley & Sons, 2011, pp. 39-136.
- [34] Y. Li *et al.*, "Icing distribution of rotating blade of horizontal axis wind turbine based on Quasi-3D numerical simulation," *Thermal Science*, vol. 22, no. Suppl. 2, pp. 681-691, 2018, doi: 10.2298/tsci1708210531.
- [35] L. A. Viterna and R. D. Corrigan, "Fixed pitch rotor performance of large horizontal axis wind turbines," in *NASA Lewis Research Center: Energy Production and Conversion Workshop, Cleveland, OH, United States January*, 1982, vol. 1.
- [36] M. Etemaddar, M. O. L. Hansen, and T. Moan, "Wind turbine aerodynamic response under atmospheric icing conditions," *Wind Energy*, vol. 17, no. 2, pp. 241-265, 2014, doi: 10.1002/we.1573.
- [37] V. Turkia, S. Huttunen, and T. Wallenius, "Method for estimating wind turbine production losses due to icing," 2013.
- [38] M. Dimitrova, H. Ibrahim, G. Fortin, A. Ilinca, and J. Perron, "Software tool to predict the wind energy production losses due to icing," in *2011 IEEE Electrical Power and Energy Conference*, 2011: IEEE, pp. 462-467.
- [39] M. H. Foder, "ISO 12494" Atmospheric Icing of Structures" and How to Use It," in *The Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference*, 2001: International Society of Offshore and Polar Engineers.
- [40] C. Butterfield, D. Simms, G. Scott, and A. Hansen, "Dynamic stall on wind turbine blades," National Renewable Energy Lab., Golden, CO (United States), 1991.
- [41] I. Knop, S. Bansmer, K. Abdellaoui, M. Mahmoud, and A. Altmikus, *Industrial research into the design of wind turbines for icing conditions*. 2019.

- [42] S. Barber, Y. Wang, S. Jafari, N. Chokani, and R. Abhari, "The effect of icing on wind turbine performance and aerodynamics," in *Proc. European Wind Energy Conf*, 2010.
- [43] F. Villalpando, M. Reggio, and A. Ilinca, "Numerical study of flow around iced wind turbine airfoil," *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, vol. 6, no. 1, pp. 39-45, 2012.
- [44] C. Son, S. Oh, and K. Yee, "Quantitative analysis of a two-dimensional ice accretion on airfoils," *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 26, no. 4, pp. 1059-1071, 2012, doi: 10.1007/s12206-012-0223-z.
- [45] T. Reid, G. Baruzzi, I. Ozcer, D. Switchenko, and W. Habashi, "FENSAP-ICE Simulation of Icing on Wind Turbine Blades, Part 1: Performance Degradation," presented at the 51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, 2013.
- [46] T. Reid, G. Baruzzi, I. Ozcer, D. Switchenko, and W. Habashi, "FENSAP-ICE Simulation of Icing on Wind Turbine Blades, Part 2: Ice Protection System Design," presented at the 51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, 2013.
- [47] L. Shu, J. Liang, Q. Hu, X. Jiang, X. Ren, and G. Qiu, "Study on small wind turbine icing and its performance," *Cold Regions Science and Technology*, vol. 134, pp. 11-19, 2017, doi: 10.1016/j.coldregions.2016.11.004.
- [48] L. Hu, X. Zhu, C. Hu, J. Chen, and Z. Du, "Wind turbines ice distribution and load response under icing conditions," *Renewable Energy*, vol. 113, pp. 608-619, 2017, doi: 10.1016/j.renene.2017.05.059.
- [49] Z. Wang and C. Zhu, "Numerical simulation for in-cloud icing of three-dimensional wind turbine blades," *Simulation*, vol. 94, no. 1, pp. 31-41, 2017, doi: 10.1177/0037549717712039.
- [50] J. Y. Jin and M. S. Virk, "Study of ice accretion along symmetric and asymmetric airfoils," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 179, pp. 240-249, 2018, doi: 10.1016/j.jweia.2018.06.004.
- [51] C. Son, M. Kelly, and T. Kim, "Boundary-layer transition model for icing simulations of rotating wind turbine blades," *Renewable Energy*, vol. 167, pp. 172-183, 2021, doi: 10.1016/j.renene.2020.11.070.
- [52] L. Battisti, *Wind turbines in cold climates: Icing impacts and mitigation systems*. Springer, 2015.
- [53] M. M. Hand *et al.*, "Unsteady aerodynamics experiment phase VI: wind tunnel test configurations and available data campaigns," National Renewable Energy Lab., Golden, CO.(US), 2001.
- [54] Y. Han, J. Palacios, and S. Schmitz, "Scaled ice accretion experiments on a rotating wind turbine blade," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 109, pp. 55-67, 2012, doi: 10.1016/j.jweia.2012.06.001.
- [55] J. Jonkman, S. Butterfield, W. Musial, and G. Scott, "Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development," National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States), 2009.
- [56] O. Yirtici, I. H. Tuncer, and S. Ozgen, "Ice accretion prediction on wind turbines and consequent power losses," in *Journal of Physics: Conference Series*, 2016, vol. 753, no. 2: IOP Publishing, p. 022022.
- [57] O. Yirtici, S. Ozgen, and I. H. Tuncer, "Predictions of ice formations on wind turbine blades and power production losses due to icing," *Wind Energy*, vol. 22, no. 7, pp. 945-958, 2019.
- [58] D. Malcolm and A. Hansen, "WindPACT Turbine Rotor Design Study: June 2000--June 2002 (Revised)," National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States), 2006.

CHAPITRE 4

SIMULATION NUMERIQUE DES PERTES AERODYNAMIQUES

4.1 INTRODUCTION

Après avoir passé en revue et analysé les approches de modélisation et les techniques de simulation du givrage adaptées aux éoliennes, il est important de disposer d'un choix d'un outil de simulation disponible et adapté au givrage des éoliennes. L'étude bibliographique a montré que les codes de givrage bien connus ont été développés spécifiquement pour simuler le givrage en aéronautique. Plus particulièrement, à notre connaissance, aucun logiciel commercial n'a été développé spécialement pour modéliser le givrage sur les pales des éoliennes. Cependant, plusieurs tentatives ont été faites pour développer des méthodologies en utilisant des logiciels commerciaux de CFD, des codes internes ou en laboratoire pour simuler l'accrétion de glace sur les pales d'éoliennes. Les deux articles présentés dans les chapitres 2 et 3 ont discuté et synthétisé ces tentatives et les outils utilisés afin de recommander les meilleures méthodologies et techniques adaptatives pour la modélisation de givrage pour les éoliennes. Basant sur ces études, nous avons conclu à un choix d'outil de simulation qui sera validé dans ce chapitre pour les calculs des caractéristiques aérodynamiques des profils givrés des pales d'éoliennes. En outre, une étude comparative non encore publiée a renforcé notre choix à la suite d'une évaluation des codes de simulation de givrage existants pour l'aéronautique en vue de leur application en génie éolien. Une synthèse de cette étude est présentée dans ce chapitre sur les outils numériques utilisés pour la simulation de givrage des éoliennes. Les approches et les techniques de modélisation et simulation présentées dans les chapitres précédents sont aussi examinées dans ce chapitre en utilisant le logiciel adopté.

4.2 DIFFERENCES ENTRE LE GIVRAGE DES EOLIENNES ET LE GIVRAGE DES AVIONS

De nombreuses différences importantes rendent la modélisation du givrage des avions différente de celle des éoliennes. Ces différences sont principalement liées aux conditions atmosphériques de l'opération, à la rotation et à la géométrie des pales [52]; les conditions opératoires sont différentes en ce qui concerne la vitesse du vent, l'altitude, l'angle d'attaque et la position du profil par rapport au sol. Les conditions météorologiques sont également différentes par rapport à la teneur en eau liquide et le diamètre volumétrique médian des gouttelettes d'eau qui sont très différentes [53]. Du fait de la rotation des pales, les applications les plus proches du givrage des éoliennes sont les hélicoptères, compte tenu de la différence dans l'ordre des vitesses de rotation, la taille et la forme des profils aérodynamiques. À noter que les éoliennes sont exposées aux conditions de givrage pendant des périodes beaucoup plus longues que les avions, des fois pendant plusieurs jours, alors que la durée maximale d'exposition d'un avion est d'environ 3 à 4 heures [54]. Enfin et surtout, le givrage est un aspect critique de la conception des aéronefs pour assurer la sécurité aérienne, pendant que la consommation d'énergie a moins d'importance. Ce n'est pas le cas pour les éoliennes pour lesquelles la productivité est importante étant donné que les SPCG sont énergivores.

4.3 SYNTHÈSE DES OUTILS NUMÉRIQUES DE L'ACCÉTION DE GLACE

Il existe plusieurs codes pour la simulation du givrage sur les avions, cependant les applications pour les avions ne sont pas identiques avec les éoliennes en raison principalement de la rotation des pales en plus des différentes conditions d'opération. Certains de ces codes ont été modifiés pour simuler l'accumulation de glace sur les pales d'éoliennes, et les solutions adaptées spécifiquement pour les études d'énergie éolienne sont rares [39]. Les modèles existants utilisent les conditions atmosphériques ainsi que des valeurs mesurées ou estimées de la teneur en eau liquide dans l'air (LWC) et le diamètre volumétrique médian (MVD) pour prédire la forme et l'intensité du givre s'accumulé. Pour la simulation du givrage, la vitesse et la température de l'air, le diamètre volumétrique moyen

des gouttelettes d'eau, la teneur en eau liquide et la durée du givrage pendant laquelle la glace s'accumule doivent être connues.

Tel que le mentionnent l'article dans le chapitre 2, les récents développements des codes de simulation numérique incluent une itération de quatre modules principaux [55, 56]:

1. Calculs de l'écoulement aérodynamique autour de l'objet (champ de vitesse).
2. Calculs de trajectoire des gouttelettes d'eau permettant d'obtenir l'intensité de la captation sur des formes géométriques complexes qui se basent généralement sur une méthode Lagrangienne ou sur une méthode Eulérienne. L'intensité de captation permet d'estimer le débit massique capté par la surface.
3. La thermodynamique de solidification permet de déterminer localement le taux de croissance de glace après un intervalle de temps.
4. Un modèle géométrique qui permet de d'actualiser la géométrie en fonction de la forme de glace calculé pour chaque intervalle de temps considérée.

Les outils numériques développés tentent de répliquer le phénomène pour prédire la forme et le taux de l'accrétion principalement sur les profils des ailes d'avions. Certains outils sont préparés pour estimer les caractéristiques aérodynamiques des profils givrés et la dégradation des performances résultante car le givrage affecte la géométrie des profils et éventuellement les forces aérodynamiques résultantes (augmentation de la traînée et diminution de la portance. Voir Figure 6). Certains logiciels sont développés en 3D, alors la plupart des logiciels sont 2D. Les logiciels les plus avancés ont intégré les calculs de la quantité de chaleur nécessaire pour dégivrer ou pour éviter l'accrétion dépendamment de la solution utilisée pour la prévention contre le givre.

Pour certains outils de simulation de glace, la phase liquide n'est pas été considéré adéquatement dans la plupart des logiciels [57]. Cette phase est toujours présente, même en régime sec durant de très brefs instants[58]. L'absence de simulation de la phase liquide limite le pouvoir de prédiction de ces outils. Au cours des dix dernières années, les recherches

ont apporté une meilleure compréhension de la physique de la phase liquide. Quelques logiciels avancés sont en mesure de modéliser avec une bonne précision les phénomènes de changement de phase manifestés dans ce type d'accrétion.

Notre étude bibliographique sur les codes de simulation de givrage utilisés pour les éoliennes nous a permis de faire une brève classification des différents types des logiciels (voir Tableau 2), soient de logiciels de simulation basée sur la méthode des éléments finis et/ou la méthode de volumes finis comme les logiciels de dynamique des fluides numérique CFD et les logiciels de simulation multi-corps (Multi-Body Simulation), soient des modèles empiriques d'accrétion couplé avec d'autres logiciels [28] [20]. Plusieurs logiciels ont été développés initialement comme outils maison ou pour les recherches académiques (In-house / In-lab. software), puis ils sont devenus plus tard disponibles pour un usage commercial.

Tableau 2

Les outils numériques utilisés pour la simulation du givrage des éoliennes

Catégorie	Exemples
Logiciels commerciaux (simulation multi-physiques CFD)	ANSYS-FLUENT, ANSYS-CFX, STAR-CCM+
Logiciels – CFD ouverts	OpenFOAM
Logiciels des recherches académiques sur le givrage d'éoliennes	TURBICE, CIRA-LIMA 2D
Logiciel de simulation de givrage en vol (In-Flight icing simulation software)	ANSYS-FENSAP-ICE, LEWICE, ONERA 3D, CANICE, TRAJICE
Logiciels utilisés pour les calculs de courbes de puissance	QBlade, OpenFast, BLADED, PROPID
Outils de simulation aérodynamique	AeroDyn, XFOIL
Modèles empiriques d'accrétion	Modèle de Makkonen, Modèle de Jones
Autre outils informatiques utilisés dans le domaine pour lier des fonctions définies par l'utilisateur (user-defined function - UDF)	MATLAB / Simulink, MS-Excel, Python

À ce jour, les outils numériques les plus couramment utilisés pour l'analyse du givrage sur les pales des éoliennes sont des outils originalement développés pour les applications de givrage pour l'aéronautique, soient le logiciel LEWICE développé par la NASA, FENSAP-

ICE développé par NTI Inc. Ce dernier est récemment largement utilisé pour le givrage des éoliennes en raison de sa disponibilité et de son intégration avec ANSYS (FLUENT ou CFX).

Ces codes développés pour l'aéronautique ont été testés et validés dans plusieurs études pour les pales d'éoliennes qui sont différentes des ailes d'avion en termes de conception et de conditions d'exploitation. Le logiciel choisi ANSYS FENSAP-ICE est le logiciel le plus testé les dernières années surtout lorsqu'il est intégré avec le logiciel multiphysique ANSYS et ces deux modules de simulations CFD connus FLUENT et CFX (Référence : notre tableau de synthèse des recherches académiques sur l'approche mixte CFD-BEM – chapitre 3). Cette intégration permet à l'utilisateur d'utiliser, comme option, les logiciels ANSYS-FLUENT ou ANSYS-CFX pour les calculs aérodynamiques à la place de ANSYS-FENSAP-ICE qui est développé en 3D particulièrement pour simuler le givrage. ANSYS-FENSAP-ICE permet à l'utilisateur de simuler la dégradation des performances aérodynamiques des profils due au givrage ainsi que d'estimer charges thermiques des systèmes de protection contre le givre (dégivrage et antigivrage). Il prend en compte, dans certains de ces approches, l'accrétion de glace sur des structures autres que les avions. Cette particularité avec d'autres potentiels du logiciel (comme l'approche de simulation « Multi-Shot » et l'approche eulérienne pour les écoulements multiphasiques [59]) ont été discutés en détail les deux derniers articles dans le chapitre 2 et le chapitre 3. La validation de ces approches et techniques de modélisation et simulation avec ANSYS FENSAP-ICE est présenté dans les paragraphes suivants de la section suivante.

4.4 VALIDATION D'ANSYS FENSAP-ICE AVEC LE PROFIL NACA 64-618

Cette section est consacrée pour la validation d'un outil de simulation tridimensionnelle de givrage en aéronautique, soit ANSYS-FENSAP-ICE pour l'utiliser dans la simulation du givrage sur les profils des éoliennes. Dans cette partie, ANSYS FENSAP-ICE a été utilisé pour calculer des caractéristiques aérodynamiques du profil asymétrique NACA 64-618 propre et givré afin d'estimer les pertes des performances aérodynamiques du profil en conditions de givrage. Le processus de validation est essentiel pour démontrer la précision

du modèle utilisé dans les simulations. Comme mentionné précédemment, ce logiciel a été largement utilisé pour les simulations de givrage en aéronautique, pourtant, il y a récemment un intérêt à être utilisé pour les simulations de givrage pour les éoliennes. Une description du processus de la validation et des résultats est présentée.

4.4.1 Le modèle géométrique et le maillage

Le modèle géométrique était basé sur l'un des types de profils aérodynamiques utilisés dans l'éolienne virtuelle NREL 5 MW [60]. Le profil aérodynamique est de type NACA 64-618, situé à 95% du rayon de la pale avec une corde de longueur $C=1.419$ m. Ce profil aérodynamique a les spécifications suivantes (<http://airfoiltools.com>)

- Épaisseur maximale 17.9% située à 34.7% du bord d'attaque de la corde.
- Cambrure maximale 3.3% située à 50% du bord d'attaque de la corde.

Pour construire le modèle géométrique, le logiciel Design Modeler, disponible dans ANSYS, a été utilisé. Un domaine de calcul a été créé autour du modèle du profil, il était suffisamment grand pour capter toutes les variations essentielles de l'écoulement. Les dimensions du domaine étaient basées sur des travaux antérieurs qui ont montré un bon accord avec les données expérimentales et numériques. La géométrie du domaine de calcul, les dimensions, l'emplacement du profil aérodynamique et les conditions aux limites sont illustrées dans la figure 1 de l'article Martini, et al. [51] du chapitre 3.

Une fois les modèles géométriques créés, le maillage a été généré, qui avait pour caractéristiques principales des éléments tétraédriques par tout dans le domaine et des couches des éléments prismatiques proche de la paroi solide du profil, ces dernières permettant de considérer les phénomènes de la couche limite.

Pour effectuer une étude de vérification de la convergence du maillage (également appelée étude d'indépendance du maillage), cinq maillages ont été utilisés. Un raffinement local du maillage a été choisi, c.-à-d., les différences dans la discrétisation spatiale sont

localisées autour du profil, en commençant par une discrétisation grossière sur la limite supérieure de la couche limite atteignant une discrétion plus raffinée sur la paroi du profil (cf. Tableau 3 ci-dessous).

Tableau 3
Nombre d'éléments dans les maillages

Maillage	Nombre des éléments
1	439 914
2	687 125
3	879 082
4	946 260
5	1 448 044

Dans tous les maillages, la couche prismatique était composée de 30 couches (selon la littérature consultée) dont la hauteur initiale était de 5,4 e-6 m pour obtenir un y^+ inférieur à 1. Pour l'estimation de la hauteur initiale, un outil en ligne a été utilisé (<https://www.cfd-online.com/Tools/yplus.php>) en utilisant les paramètres du Tableau 4 ci-dessous. Il est important de mentionner que les propriétés de l'air ont été définies pour une température de -10°C . Cette température est choisie comme un scénario représentatif pour les calculs dans les chapitres 6 et 7.

Tableau 4
Paramètres d'entrée pour l'estimation initiale de la hauteur

Vitesse d'écoulement libre [m/s]	75,88
Densité de l'air [kg/m ³]	1,3426
Viscosité dynamique [kg/m·s]	1,6731e-5
Longueur de la couche limite [m]	1,419
Valeur de y^+ désirée [-]	1,0

La Figure 7 montre l'ensemble du domaine de calcul et le maillage tétraédrique, la Figure 8 et la Figure 9 montrent le détail de la discrétisation du bord d'attaque et du bord de fuite, respectivement.

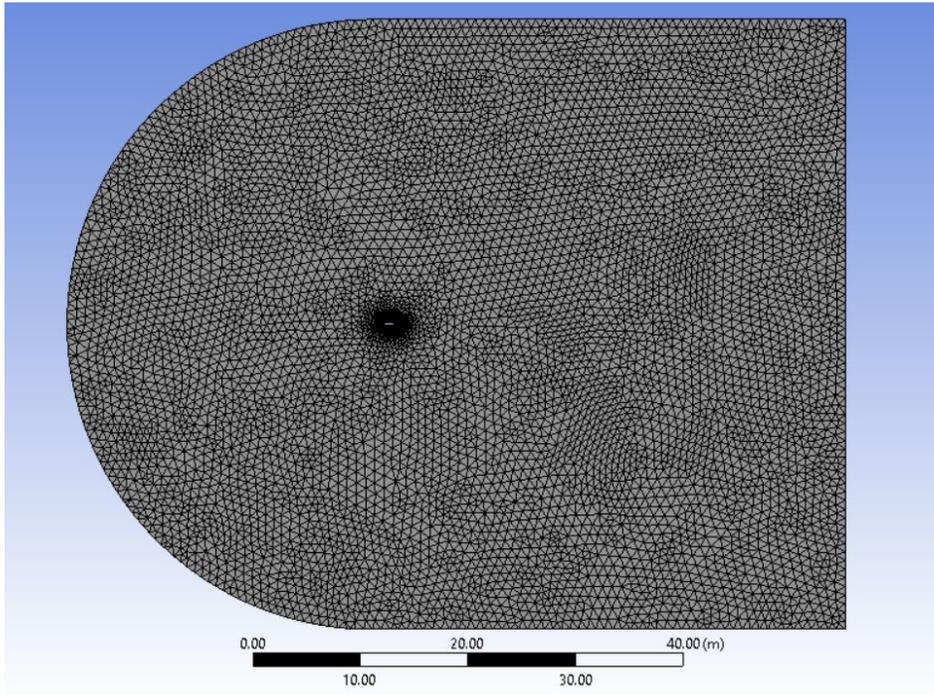


Figure 7. Maillage tétraédrique. @Fahed Martini

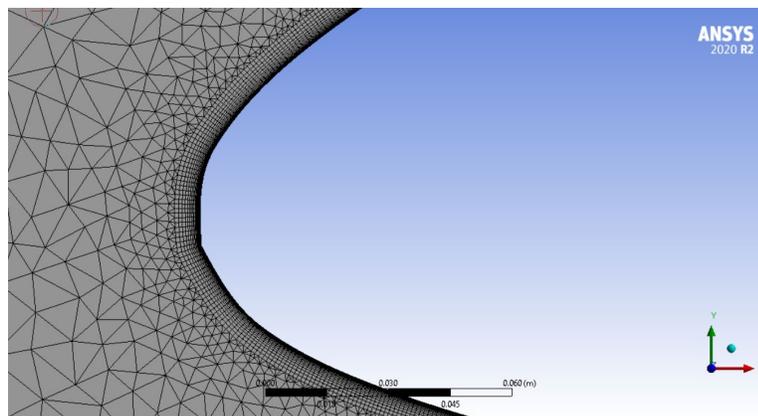


Figure 8. Détail du maillage au bord d'attaque. @Fahed Martini

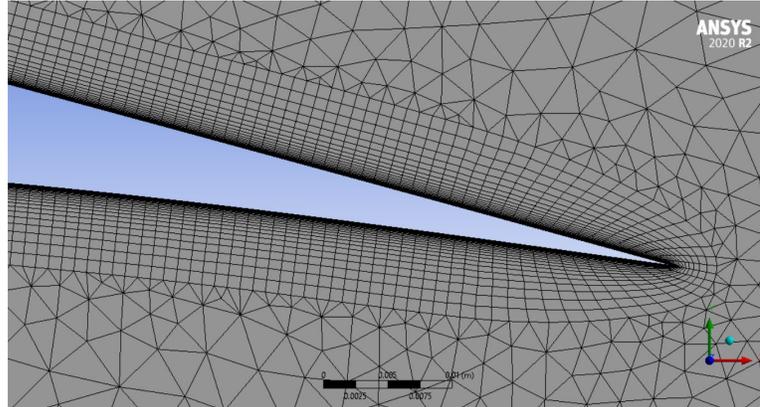


Figure 9. Détail du maillage au bord de fuite. @Fahed Martini

4.4.2 La simulation numérique du givrage sur le profil NACA 64-618

Pour la configuration de la simulation dans FENSAP-ICE, les mêmes conditions disponibles dans Homola, et al. [61] sont utilisés. Elles sont présentées dans le Tableau 5 ci-dessous. Cette décision a été prise dans le but de comparer les résultats et permet la validation du modèle. Outre les conditions stipulées par Homola, et al. [61], une autre condition a été étudiée, dans laquelle nous voulions vérifier l'influence de ne pas prendre en compte la rugosité ainsi que l'influence du modèle de turbulence $k-\omega$ SST par rapport au modèle Spalart-Allmaras.

L'utilisation du modèle $k-\omega$ SST est due au fait que cette méthode combine les modèles $k-\omega$ et $k-\varepsilon$, utilise le modèle $k-\omega$ près de la paroi du profil et le change au modèle $k-\varepsilon$ en s'éloignant du profil près de la limite supérieure de la couche limite. Il a été démontré que le modèle $k-\omega$ SST fonctionne mieux pour les écoulements avec de forts gradients de pression inverse [62, 63], étant capable de décrire la génération de tourbillons spécifiques aux bords de fuite et d'attaque. [64].

Tableau 5

Paramètres de simulation selon Homola, et al. [61]

Vitesse du vent [m/s]	10
Angle d'attaque [°]	5,824
Vitesse relative [m/s]	75,88
MVD [μm]	20
LWC [g/m^3]	0,22
Température [°C]	-10
Modèle de turbulence	Spalart-Allmaras
Modèle de rugosité	Shin et al.

De la même façon décrite dans le chapitre 2 sur la modélisation du givrage, FENSAP-ICE fonctionne dans un système modulaire où chaque module effectue une tâche spécifique : le module FENSAP effectue les calculs aérodynamiques des écoulements; DROP3D les calculs de trajectoires et l'impact des gouttelettes et ICE3D les calculs thermodynamiques de l'accrétion de glace. Pour chaque module, les conditions doivent être définies, le Tableau 6 résume la configuration du chaque module.

Tableau 6

Paramètres de la configuration du chaque module de FENSAP-ICE

PARAMETER	FENSAP	DROP3D	ICE3D
Longueur caractéristique	1,419 m		
Vitesse relative de l'air	75,88 m/s		
Pression statique atmosphérique	101 325 Pa		
Température statique de l'air	-10 °C		
Angles d'incidence (angle d'attaque)	5,824 °		
Teneur en eau liquide (LWC)	n. a	0,22 g/m^3	0,22 g/m^3
Diamètre volumétrique médian des gouttelettes (MVD)	n. a	20 μm	n. a
Temps total d'accrétion	n. a		3 600 s

Une fois la simulation terminée, ICE3D a généré le profil givré. En principe, ce module a la capacité de donner le maillage déplacé, cependant, lorsque nous essayons d'utiliser le maillage généré, il nous a donné des erreurs sur la présence des éléments dégénérés. Par conséquent, nous avons décidé d'utiliser le fichier de géométrie (.tin) et effectué le processus de remaillage avec ANSYS-Meshing en utilisant les mêmes paramètres pour le profil aérodynamique propre.

4.4.3 Résultats et analyse

Les résultats sont présentés par rapport à la validation du profil propre avec des données expérimentales trouvées dans la littérature sur ce profil. Pour le profil givré, la validation a été effectuée avec une autre étude Homola, et al. [61] qui utilisait le même logiciel.

4.4.3.1 Etude de convergence du maillage

L'étude d'indépendance a consisté à effectuer des calculs avec différents maillages en modifiant le nombre d'éléments afin d'évaluer la convergence des variables concernés. Vu que l'objectif des simulations est d'estimer les pertes aérodynamiques dues au givrage, dans ce cas, les coefficients de portance et de traînée ont été choisis pour l'étude de convergence. Les résultats de la validation des cinq maillages sont présentés dans le Tableau 7.

Tableau 7
Erreurs de convergence pour chaque maillage

Maillage	Nombre d'éléments	Coefficient de portance C_L	C_L -Erreur de convergence	Coefficient de traînée C_D	C_D -Erreur de convergence
1	439 914	0.5088	---	0.008710	
2	687 125	0.5055	0.6561%	0.008685	0.2957%
3	879 082	0.5048	0.1408%	0.008660	0.2905%
4	946 260	0.5048	0.0013%	0.008659	0.0115%
5	1 448 044	0.5048	0.0022%	0.008658	0.0122%

Selon l'analyse de convergence, la différence de calcul entre le maillage le plus raffiné (maillage 5) et le maillage de taille moyenne (maillage 4) est très faible, donc le maillage 4 a été sélectionné afin d'avoir un équilibre entre la précision des résultats et le coût de calcul. De plus, comme on peut le voir sur la Figure 10, le comportement des coefficients de portance et de traînée atteignait une valeur constante à mesure que le nombre d'éléments augmentait, démontrant le cas où la solution ne dépendra plus du maillage.

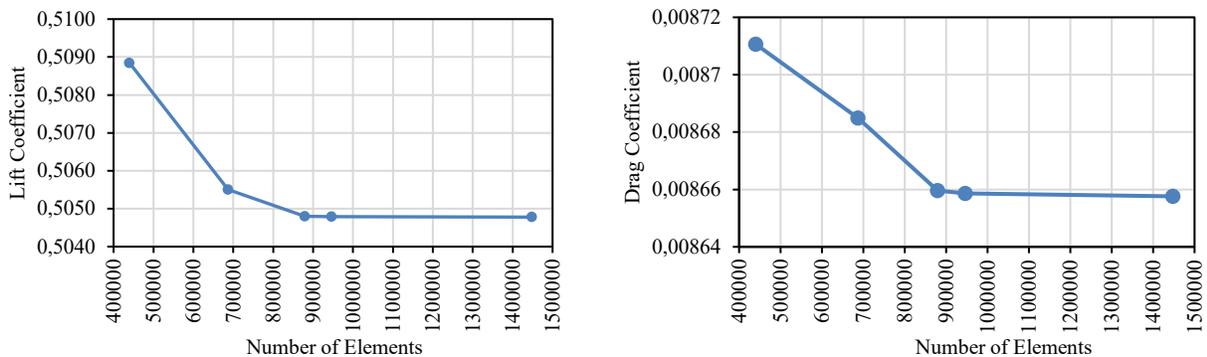


Figure 10. Coefficients aérodynamiques vs nombre d'éléments. @Fahed Martini

4.4.3.2 Profil propre (non-givré)

La première validation a consisté à vérifier le comportement aérodynamique du profil. Pour ce cas, nous avons utilisé les informations d'Etemaddar, et al. [65], ils ont présenté des données expérimentales pour le même profil aérodynamique propre. Avec Homola, et al. [61] une comparaison a été faite, car ces auteurs ont implémenté la simulation dans le même logiciel.

Comme on peut le voir sur la Figure 11 où le coefficient de portance est montré, nos résultats étaient en bon accord avec les données expérimentales. Cependant, ils étaient un peu inférieurs à ceux présentés par Homola, et al. [61], cela pourrait être associé au type de maillage car ils l'utilisent un maillage structuré et d'un nombre de nœuds inférieur. Concernant le coefficient de traînée (voir Figure 12) les résultats étaient en bon accord avec

les deux cas, mais légèrement supérieurs, à l'exception de l'angle d'attaque de 15°. Dans ce cas particulier, les résultats expérimentaux sont significativement supérieurs à l'estimation obtenue avec la CFD, ceci peut être associé à un écart dans le processus de mesure dû au phénomène de décrochage pour une angle d'attaque relativement élevée. De la même manière, il est également connu que le modèle de turbulence de Spalart-Allmaras présente des inconvénients dans les zones de gradients de haute pression.

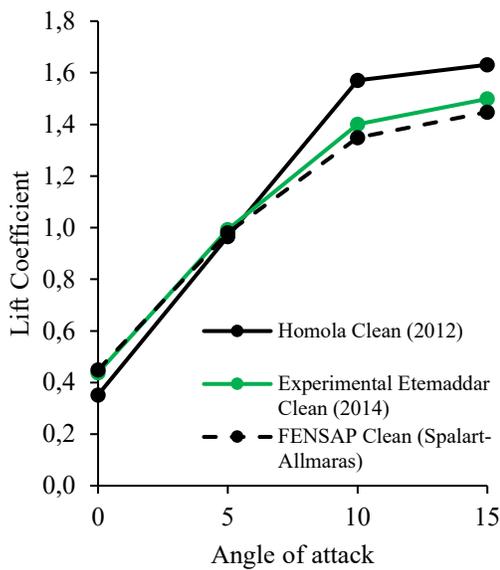


Figure 11. Coefficient de portance pour le profil propre. @Fahed Martini

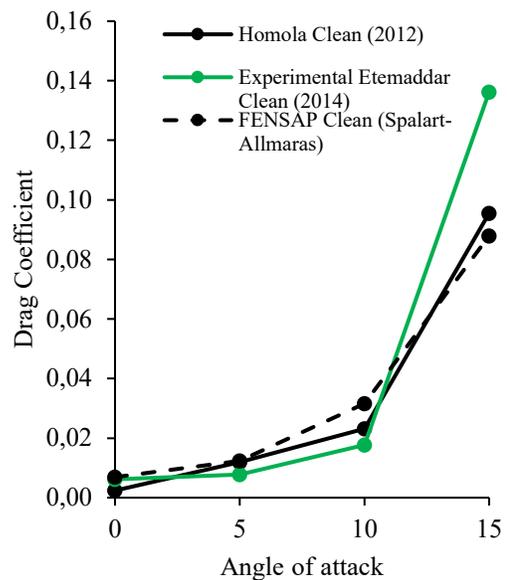


Figure 12. Coefficient de traînée pour le profil propre. @Fahed Martini

4.4.3.3 Profil givré

La validation du profil givré a consisté en la vérification de la forme de la glace obtenue dans les mêmes conditions de givrage que Homola, et al. [61]. Ensuite, la validation des coefficients de portance et de traînée est effectuée.

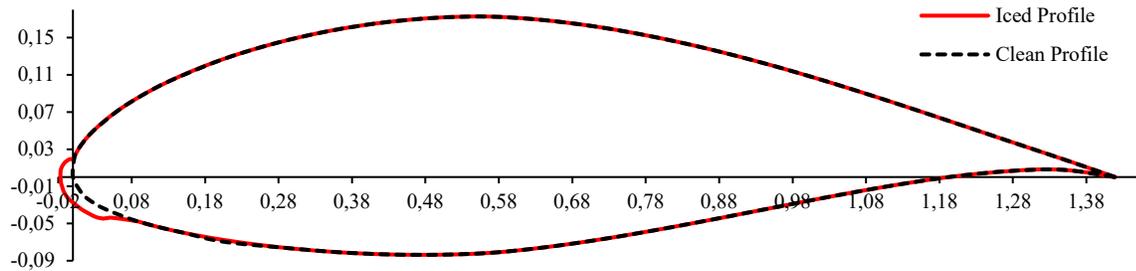


Figure 13. Profil givré vs profil propre. @Fahed Martini

Comme on peut le voir sur la Figure 13, la glace s'est accumulée au bord d'attaque comme prévu. Cependant, une petite accumulation de glace s'est produite au bord de fuite modifiant la forme pointue du profil (voir la Figure 14).

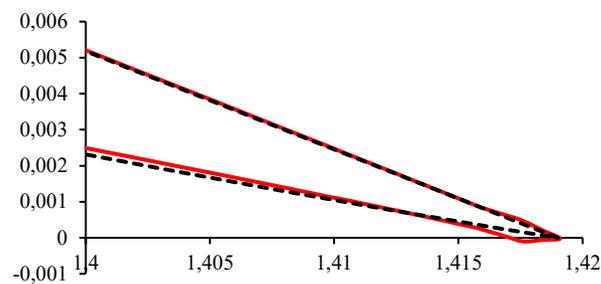


Figure 14. Détail bord de fuite. @Fahed Martini

Concernant le bord d'attaque (voir Figure 15), la forme de la glace était similaire à la forme de la glace présentée dans l'étude de Homola, et al. [61], ce qui nous permet d'affirmer que le modèle a une bonne réplicabilité. Dans ce cas, il n'était pas possible de valider par une étude expérimentale, faute d'informations insuffisantes sur le déroulement de l'expérience (température, vitesse, LWC, MVD, etc.)

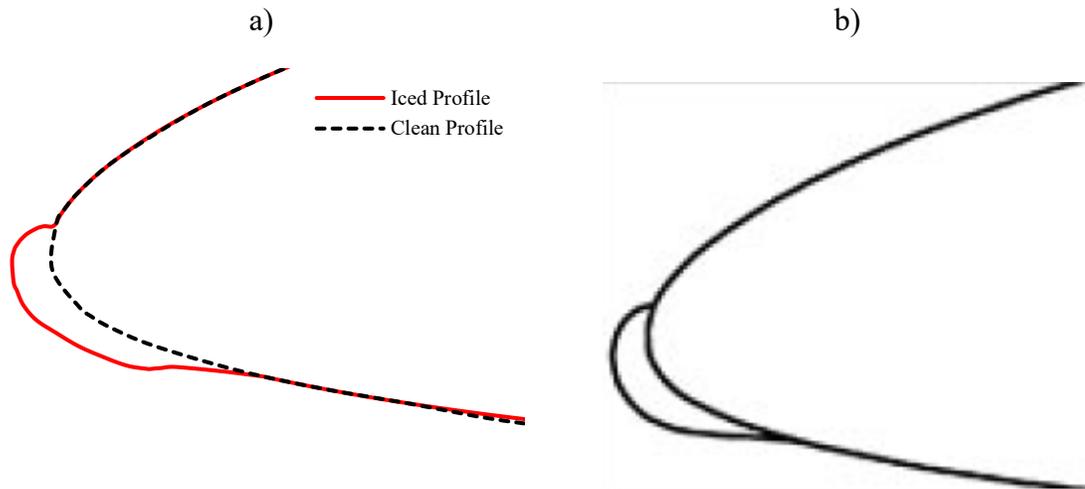


Figure 15. Détail du bord d'attaque : a) Résultats de FENSAP-ICE et b) forme de la glace à partir de Homola, et al. [61]. @Fahed Martini

4.4.3.4 Effet de la rugosité

Tel que le mentionnent le chapitre 2, dans la revue de littérature, plusieurs auteurs ont mentionné l'importance de la rugosité dans la simulation de givrage. Raison pour laquelle nous avons voulu vérifier son effet sur les résultats de la simulation. La Figure 16 et la Figure 17 montrent les résultats pour les coefficients de portance et de traînée, respectivement. En comparaison avec les résultats de Homola, et al. [61], le coefficient de portance estimé sans rugosité (ligne pointillée) était plus élevé, tandis que le coefficient de traînée était plus faible. Lorsque la rugosité était considérée, les résultats étaient plus proches de ceux obtenus par Homola, et al. [61] avec quelques différences dans les angles d'attaque les plus élevés, la différence était en moyenne d'environ 9,42 % pour le coefficient de portance et de 19,51 % pour le coefficient de traînée. Dans ce cas, la rugosité a été considérée avec le modèle Shin et al., disponible dans FENSAP-Ice.

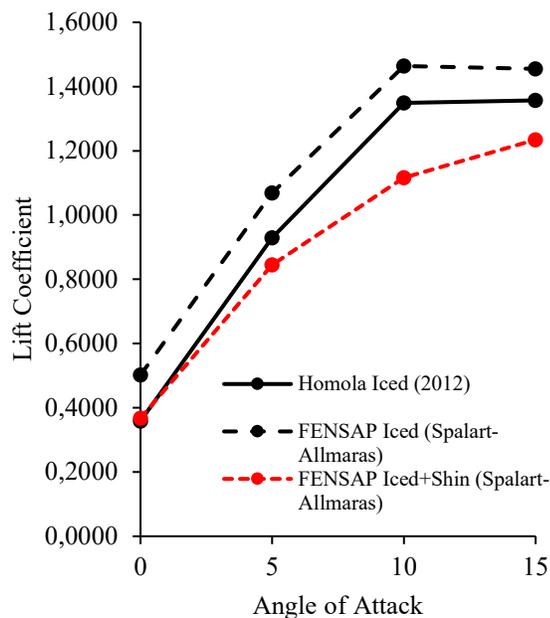


Figure 16. Effet du modèle de rugosité sur le coefficient de portance du profil givré.

@Fahed Martini

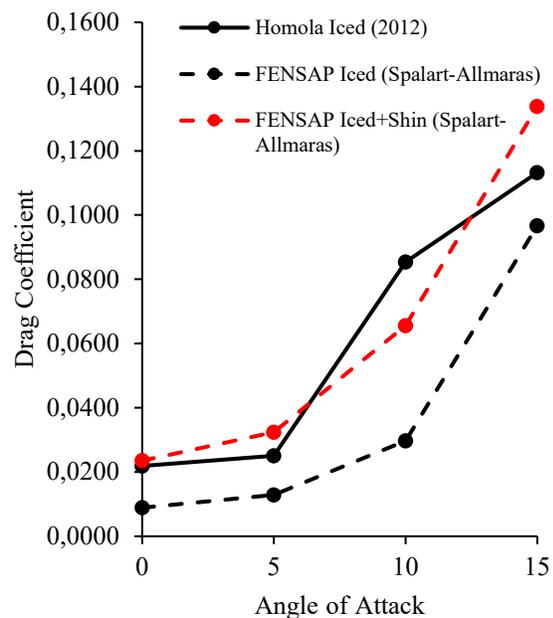


Figure 17. Effet du modèle de rugosité sur le coefficient de traînée du profil givré.

@Fahed Martini

4.4.3.5 Effet du modèle de turbulence

Comme mentionné précédemment, l'influence du modèle de turbulence a également été importante sur les résultats de simulation. La comparaison a été faite en tenant compte de la rugosité. Comme on peut le voir sur la Figure 18, le coefficient de portance était plus faible lorsque $k-\omega$ SST était utilisé. En utilisant Fensap-Ice, *Shin et al.* avec $k-\omega$ SST une erreur moyenne de 14,86 % par rapport aux résultats présentés par Homola, et al. [61] a été estimée. Concernant les résultats obtenus avec le modèle $k-\omega$ SST et le modèle Spalart-Almaras, la différence entre les deux modèles de turbulence était d'environ 7,19 %. Un comportement similaire a pu être apprécié pour le coefficient de traînée (voir Figure 19), dans ce cas l'erreur par rapport aux résultats présentés par Homola, et al. [61] était d'environ 20,21 % et la différence entre les deux modèles de turbulence était de 3,13%.

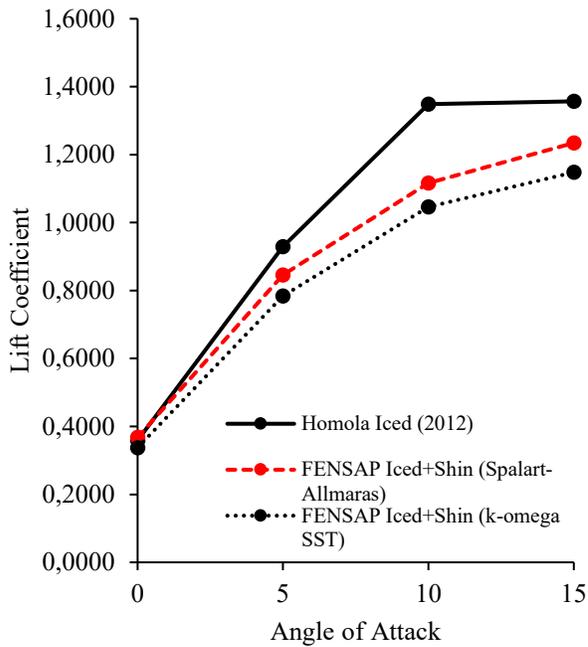


Figure 18. Effet du modèle de turbulence sur le coefficient de portance. @Fahed Martini

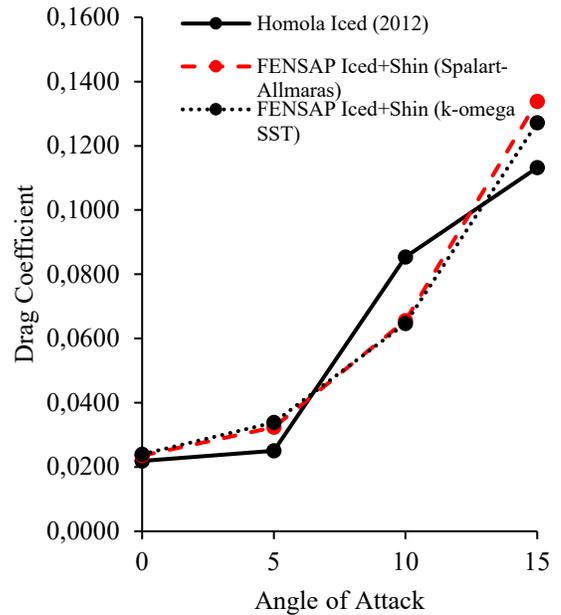


Figure 19. Effet du modèle de turbulence sur le coefficient de traînée. @Fahed Martini

Les différences entre les deux modèles de turbulence examinés étaient faibles, ce qui peut indiquer qu'il n'y a pas de grande dépendance des résultats sur ce paramètre. Par conséquent, nous avons procédé à l'examen du comportement des champs de pression et de vitesse et des lignes de courant dans les profils propres et givrés.

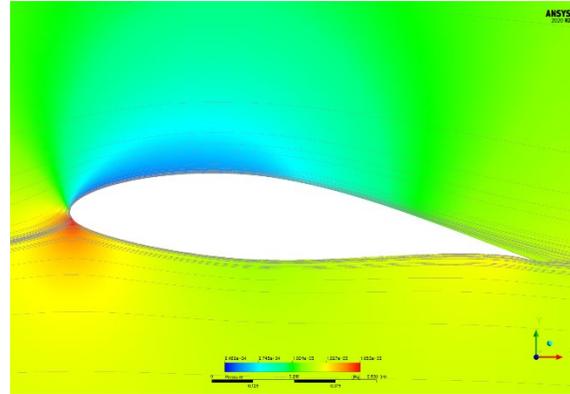
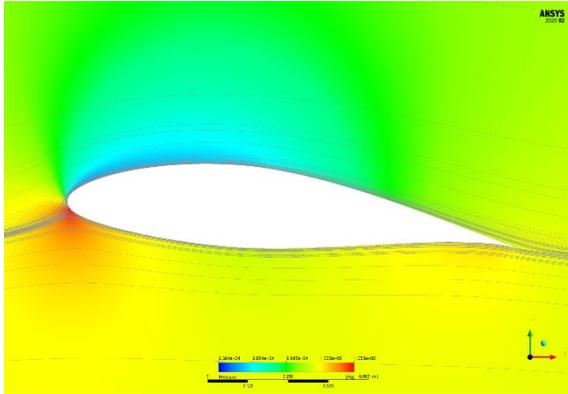
Modèle Spalart-Allmaras

Modèle $k-\omega$ SST

Profil propre

a)

b)



Profil givré

c)

d)

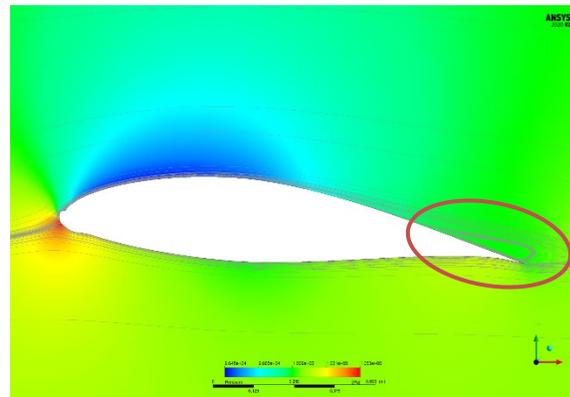
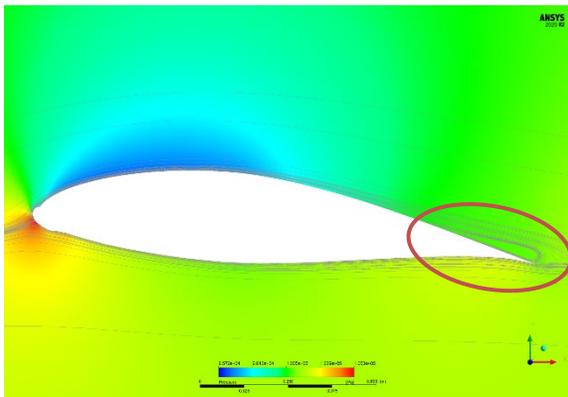


Figure 20. Les lignes de courant de la vitesse avec les contours de pression. @Fahed Martini

La Figure 20 a été créée pour l'angle d'attaque de $5,824^\circ$ qui est l'angle d'attaque supposé du profil aérodynamique situé à une distance radiale de 95 % sur la pale de l'éolienne. Concernant les lignes de courant dans le profil givré (voir Figure 20 c) et d)), les deux modèles de turbulence présentent une zone de recirculation au bord de fuite (cercle rouge). Concernant les contours de pression, avec le modèle $k-\omega$ SST, la pression était plus faible à l'extrados du profil, et la pression maximale au bord d'attaque était également inférieure à celle calculée avec le modèle de turbulence Spalart-Allmaras (voir Figure 20 a) et b)).

4.4.4 Analyse de la performance aérodynamique du profil givré

La Figure 21 et la Figure 22 montrent une comparaison entre les coefficients aérodynamiques pour les deux conditions sans givrage et avec givrage. Comme prévu, avec la présence du givre, le coefficient de portance a diminué (voir Figure 21) tandis que le coefficient de traînée a augmenté (voir Figure 22) ce qui est conforme à ce qui est mis en évidence dans la littérature.

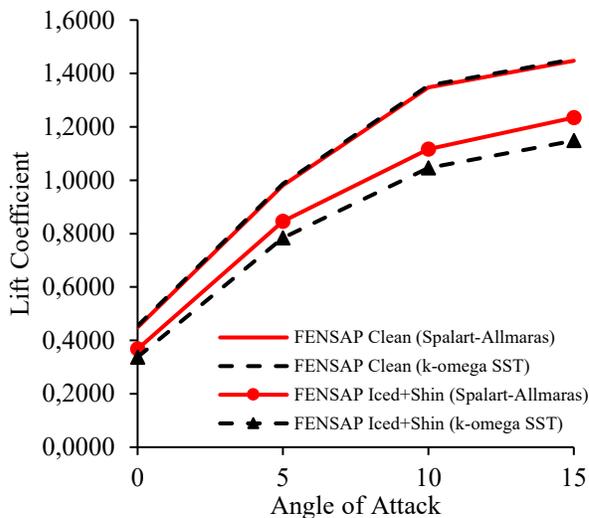


Figure 21. Coefficient de portance propre vs givré. @Fahed Martini

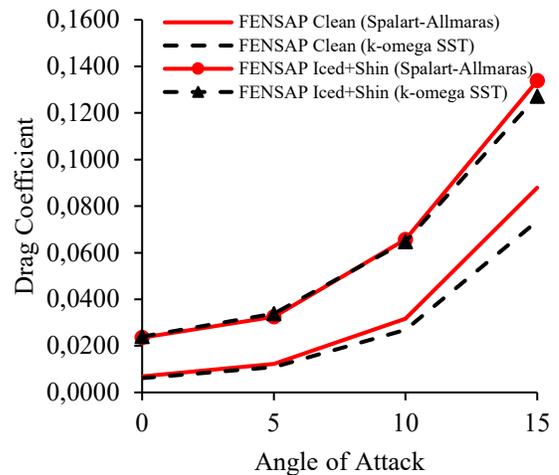


Figure 22. Coefficient de traînée propre vs givré. @Fahed Martini

La prédiction de la perte de portance était plus grande avec le modèle $k-\omega$ SST, avec une différence moyenne de 7,19 %, tandis que la différence des prédictions de l'augmentation

de la traînée entre les deux modèles de turbulence était plus petite (une différence moyenne de 3,13 % des estimations des deux modèles est observée). En ce qui concerne les profils propres, l'utilisation des deux modèles de turbulence pour la prédiction de la portance et la traînée donne des résultats similaires avec une petite différence dans la prédiction de la traînée avec l'angle d'attaque de 15 degrés en raison de l'approximation des conditions de décrochage aérodynamique de l'écoulement à l'extrados du profil. Comme discuté auparavant, le modèle de turbulence Spalart-Allmaras présente des inconvénients dans des conditions de séparation de la couche limite.

4.4.5 Conclusion

L'outil FENSAP_ICE est utilisé avec de bons résultats comparable aux études de Homola, et al. [61] qui ont utilisé le même outil (avec des versions et maillages différents). L'importance de la rugosité s'est manifestée, alors le modèle de turbulence avait moins d'importance. Sur la base de cette étude, il a été décidé de réaliser nos scénarios de simulation pour les chapitres suivants avec FENSAP-ICE en utilisant l'approche « Multi-Shot » en prenant la rugosité en considération dans chaque intervalle de la simulation.

Les résultats ont également montré que le modèle $k-\omega$ SST fonctionne mieux pour les écoulements avec de forts gradients de pression inverse, étant capable de décrire la génération de tourbillons spécifiques aux bords de fuite et d'attaque. Le modèle de turbulence Spalart-Allmaras a présenté des inconvénients dans des conditions de séparation de la couche limite avec des angles d'attaque élevés.

Compte tenu du manque d'informations de tests expérimentaux sur le profil NACA 64-618, il est recommandé de valider les simulations avec une étude expérimentale plus fiable : dans ce cas, il y a plus d'informations pour le profil S809. En outre, dans le cas où le coût élevé de simulation sera moins dispendieux, c'est recommandé de réaliser des simulations Quasi-3D de givrage sur le profil S809 avec plusieurs longueurs de cordes (au moins 3) pour estimer la perte de puissance avec l'approche mixte CDF-BEM (expliquée dans le chapitre 3) pour plusieurs scénarios de conditions météorologiques. La turbine (NREL Phase VI),

pour laquelle, des résultats expérimentaux sont disponibles, peut être un bon exemple. Il n'en demeure pas moins que la possibilité de réaliser de simulations de givrage en 3D sur l'ensemble de la turbine avec des pales en rotation à l'aide d'un simple outil CFD est le plus avantageux afin d'estimer les pertes de puissances. Cette possibilité n'est pas réaliste dans un avenir prévisible quant à la réalisation de plusieurs scénarios de conditions de givrage comme nous l'avons fait dans notre étude sur un profil en 2D.

CHAPITRE 5

ÉTUDE COMPARATIVE DES SCENARIOS DE SIMULATION DU GIVRAGE DES EOLIENNES

5.1 INTRODUCTION

Tel que le mentionne le chapitre 1 sur l'état de l'art, le givrage est affecté par divers paramètres fluctuant instantanément et variant considérablement selon le site du parc éolien. Par conséquent, les pertes énergétiques dépendent de plusieurs facteurs, principalement les conditions météorologiques concernant la sévérité du givre, sa durée, sa fréquence ainsi que la type de conception de l'éolienne et la méthodologie d'estimation des pertes [12] [13], [17]. Dans ce chapitre, ces éléments sont traités avec différents scénarios afin de savoir la sensibilité de ces paramètres sur l'estimation des pertes aérodynamiques dues au givrage via simulation.

Du fait de la déformation des profils des pales à cause du givrage, une baisse significative des performances aérodynamiques amène les turbines à perdre une grande partie de leur productivité. L'estimation des pertes de puissance, via la simulation, pour une combinaison de paramètres météorologiques, opérationnels et de conception géométrique est cruciale. En raison des nombreuses variables affectant le givrage d'une pale d'éolienne et étant donné qu'il n'y a pas de corrélations évidentes entre ces paramètres et les pertes de puissance qui en résultent, la contribution des paramètres clés affectant les pertes aérodynamiques nécessite de plus en plus d'analyses et d'investigations. L'idée de cette étude émerge de plusieurs études de la littérature qui abordent l'analyse paramétrique du givrage des éoliennes à la suite des simulations en CFD traitées dans certaines conditions spécifiques. Cependant, aucune étude spécifique n'existe pour mener avec détails l'effet de la variation des paramètres météorologiques et opérationnels de l'éolienne sur les pertes

aérodynamiques. Passant en revue les résultats de dizaines d'études de simulation numérique du givrage des éoliennes, cette étude fédère les résultats de plusieurs études de recherche, résume leurs conclusions et conclut par des faits et des détails concrets tout en analysant et en validant l'effet de quelques paramètres sur les pertes aérodynamiques causées par le givrage. Ce chapitre se termine par une étude de cas sur l'effet de la température sur le type de givrage en réalisant plusieurs scénarios de simulation sur le profil NACA 64-618 pour une plage de température.

5.2 LES PRINCIPAUX PARAMETRES AFFECTANT L'ACCRETION DE GLACE (PARAMETRES DOMINANTS)

Pour déterminer l'influence des principaux paramètres affectant l'accumulation de la glace, des études numériques et expérimentales sur un cylindre ont été élaborées au Canada par [27, 66] pour les deux régimes de l'accrétion de glace, soient le régime sec et le régime humide. Le modèle de cylindre est approprié pour étudier l'accrétion de glace sur des structures qui fonctionnent près de la surface de la terre. Les calculs de la collection locale pour un cylindre en utilisant l'équation proposée par cette étude peuvent être utilisés comme première approximation d'accrétion de glace sur des différents objets, dans la mesure où l'étude du givrage du cylindre est fondamentale en plusieurs domaines de recherche du givrage. Ces études ont montré que la température de l'air, la vitesse de l'air, la teneur en eau liquide et le diamètre des gouttelettes ont les effets les plus importants sur la forme de glace qui s'accumule dans des conditions données, cependant le plus grand effet vient de la température [66].

Durant les deux dernières décennies, ce type d'analyse paramétrique pour le givrage des éoliennes est devenu commun grâce au développement des outils de simulation numérique CFD pour le givrage. À titre d'exemple, l'influence de la température sur le givrage des éoliennes a été traité plusieurs fois. La Figure 23 illustre les travaux de Fortin and Perron [15] sur l'influence de la température sur la forme de glace en utilisant le code CIRA-LIMA.

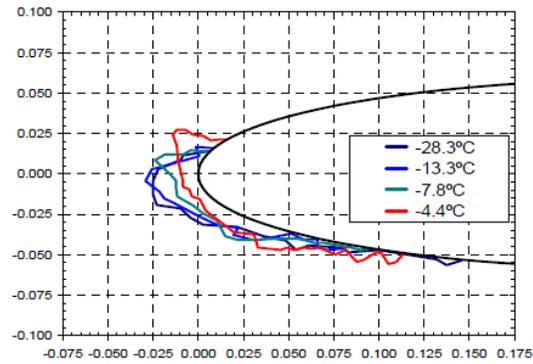


Figure 23. Influence de la température sur la forme de glace, simulée avec le code CIRA-LIMA [15]

Les publications de Lasse Makkonen et de Matthew Homola ont montré une contribution tangible à la compréhension du comportement du régime sec (le givre) et de l'effet de nombreux paramètres (la corde, la température, le diamètre des gouttelettes et la taille de l'éolienne) sur les profils aérodynamiques givrés et éventuellement sur les performances des éoliennes [23, 67, 68]. La Figure 24 illustre l'influence de T, LWC et MVD sur la forme d'accrétion par le travail de Homola, et al. [68] en utilisant TURBICE et FLUENT.

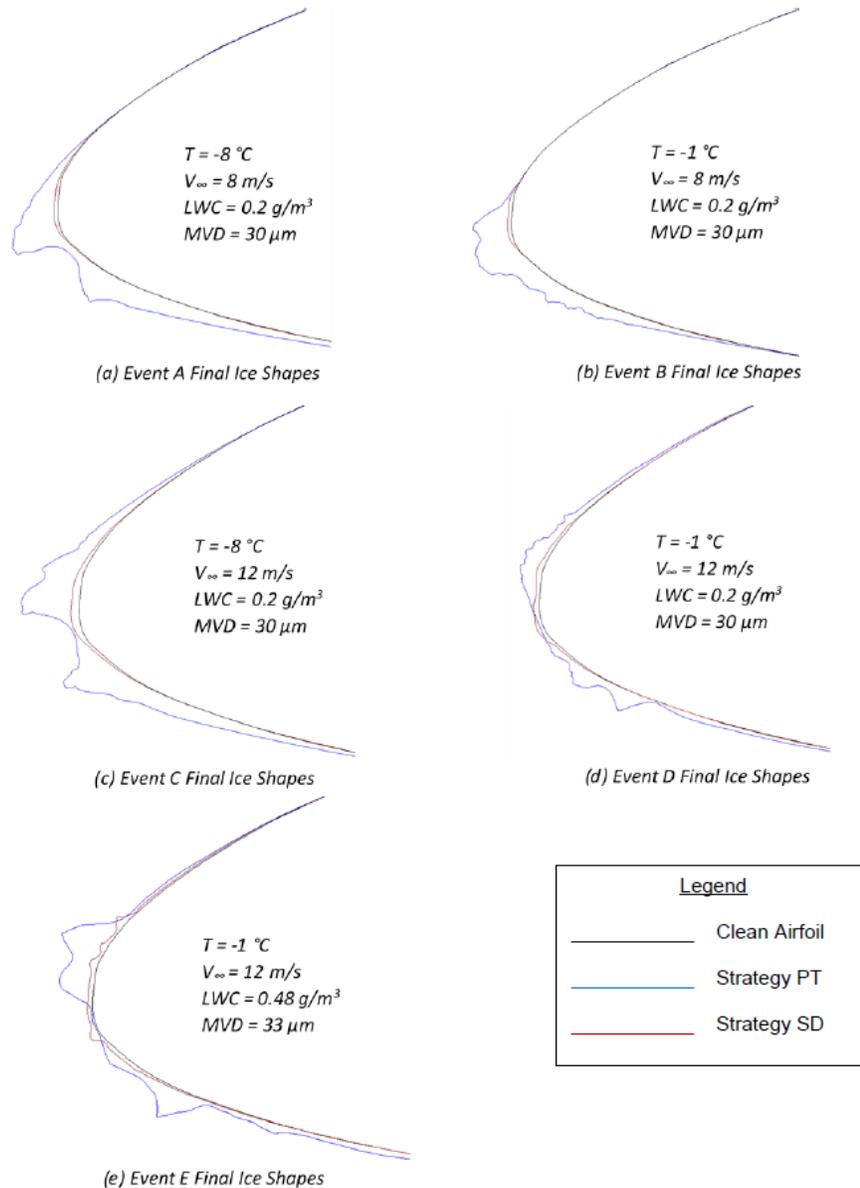


Figure 24. Influence de T , LWC et MVD sur l'accrétion par [68]

5.3 PARAMETRES A CONSIDERER DANS LA SIMULATION DE GIVRAGE

Dans notre étude d'analyse paramétrique sur les paramètres utilisés dans la simulation de givrage, nous avons constaté que nous pouvons réduire les paramètres pris en compte dans

la simulation. Les éléments suivants appelés "paramètres de givrage" sont présentés à travers trois grandes catégories :

- Caractéristiques du flux : V_r , α (ω est implicite).
- Caractéristiques aérodynamiques du profil : t/c .
- Conditions météorologiques : T , MVD , LWC .

Les paramètres utilisés dans la simulation de glace sont résumés dans le tableau suivant

Tableau 8: Paramètres de simulation

V_r (m/s)	T (°C)	LWC (g/m ³)	MVD (μ m)	k/c (mm)	t (min)	C (m)	AOA (°)
----------------	-------------	------------------------------	---------------------	---------------	--------------	------------	--------------

Les calculs de rugosité à l'aide du modèle de Shin, et al. [69] dépend des paramètres mentionnés ci-dessus. Tous les autres paramètres sont implicites. La vitesse de l'air est un paramètre déterminant pour les performances de l'éolienne et pour le choix du site du parc éolien, étant donné que la production d'énergie éolienne est fortement dépendante de la vitesse du vent. Cependant, c'est la vitesse relative V_r qui doit être utilisée dans la modélisation au lieu de la vitesse du vent.

Vu que ces paramètres ne sont pas indépendants (ils sont corrélés entre eux avec des relations complexes), une analyse de sensibilité de chaque paramètre séparément a des limitations. Pour étudier l'effet de chaque paramètre, Etemaddar, et al. [65] ont utilisé une valeur moyenne pour le reste des paramètres pour analyser l'influence de chaque paramètre indépendamment. Cette étude est considérée dans notre première banque de données pour l'étude d'analyse paramétrique dans le paragraphe suivant.

Toutefois, le bénéfice de ce type d'analyse pour l'estimation des pertes en fonction de certaines conditions météorologiques givrantes est discutable. Ce sujet est discuté et analysé dans cette partie de l'étude en se basant sur certaines études renommées sur la simulation de givrage des éoliennes récemment publiées.

5.4 ÉTUDE D'ANALYSE PARAMETRIQUE

Dans cette partie de l'étude l'influence de la variation des paramètres météorologiques, opérationnelles et la géométrie du profil sur les pertes aérodynamiques dues au givrage sont examinés.

5.4.1 Banque de données des scénarios de pertes aérodynamiques résultantes de givrage sur le profil NACA 64-618

Cette phase de l'étude consiste à créer une banque de données des pertes aérodynamiques. L'alimentation de cette librairie des pertes s'est effectuée à partir des études et travaux de recherche ultérieurs effectués dans plusieurs laboratoires et centres de recherche du Canada et ailleurs au monde. Ces travaux ont été réalisés notamment par des simulations numériques en utilisant des logiciels CFD de givrage (CIRA-LIMA, LEWICE, ANSYS, etc.) et ont été validés contre des essais expérimentaux ou par des campagnes de mesure effectués sur des éoliennes en opération dans des conditions réelles.

En consultant les études de recherche bibliographique sur le givrage des éoliennes, 84 travaux ont été identifiés portant sur la simulation numérique en examinant les effets de certains paramètres sur les profils givrés des pales. Ces études ont été citées et résumées dans l'article de Martini, et al. [50] présenté au chapitre 2 (Table 1. Summary of ice accretion modelling studies for HAWT). Bien que les conditions de simulation de ces études soient différentes et que seules quelques études aient calculé les pertes aérodynamiques dues au givrage, nous nous sommes concentrés sur seulement 9 études de simulation qui portent sur des configurations similaires. Les résultats de ces études ont été extraites de leurs courbes graphiques en utilisant un outil open-source (WebPlotDigitizer) disponible en ligne pour extraire des données numériques à partir d'images graphiques [70]. Les résultats sont utilisés pour alimenter une banque de données sur les pertes aérodynamiques du profil NACA 64-618 résultantes des multiples scénarios de conditions météorologiques et opérationnelles favorables à l'accrétion de glace.

Les pales d'éoliennes n'ont souvent pas généralement une seule forme de profil aérodynamique sur toute la longueur. Voir, par exemple, dans la Figure 25, la pale d'une éolienne virtuelle NREL 5 MW qui se compose de six profils aérodynamiques différents. Majoritairement, les profils aérodynamiques sont tous de la même famille, mais l'épaisseur relative varie. Des profils aérodynamiques plus épais près de la racine offrent une plus grande résistance sans dégrader sérieusement la performance de la pale au total [71].

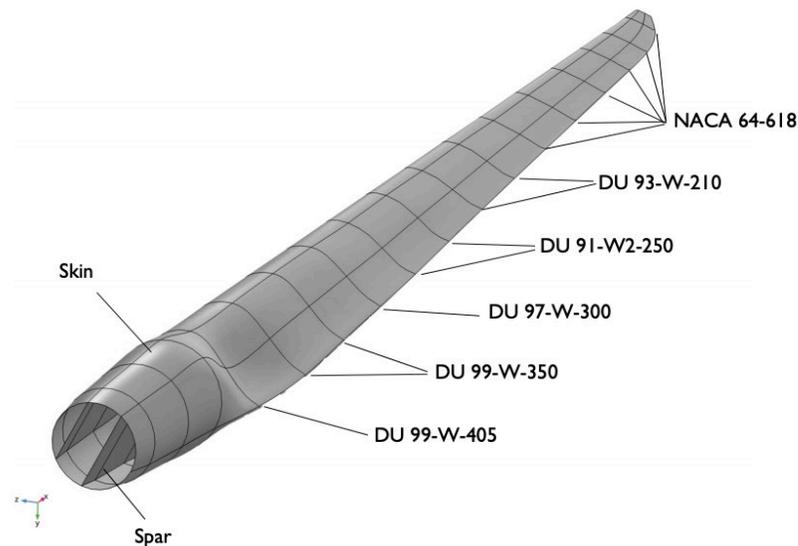


Figure 25. Les profils aérodynamiques qui constituent une pale d'éolienne NREL 5 MW. (Source : Component Manufacturing – Corporate Energies corporate-energies.com)

La série des profils aérodynamiques NACA 646xx est couramment utilisé dans les pales d'éoliennes. La valeur typique du rapport d'épaisseur pour les profils du tiers externe des pales d'éoliennes est le 18 % [20].

5.4.1.1 La banque de données résultante

La création de la banque de données sur les scénarios de pertes aérodynamiques des profils NACA 64-618 givrés estimées par des simulations numériques de différents outils dans divers conditions météorologiques, géométriques et opérationnelles de l'éolienne. Les scénarios où l'angle d'attaque est plus grand que l'angle d'incidence maximal correspondant

au décrochage aérodynamique ($C_{l,max}$) ainsi que les angles d'attaque négatifs sont exclus de la banque de données.

5.4.2 Étude de sensibilité

L'objectif de l'analyse de sensibilité est d'identifier les paramètres qui affectent le plus l'accrétion de la glace et éventuellement, les pertes aérodynamiques résultantes pour les profils givrés. Pour réaliser l'étude, chaque paramètre doit être modifié de manière indépendante. Les valeurs d'entrée sont normalisées par rapport à la valeur minimale. Il est important d'attirer l'attention au fait qu'en réalité les paramètres météorologiques ne sont pas indépendants. Les sites des parcs éoliens ont leurs données de mesures et d'observations selon les événements de givrage pour la vitesse et la température, alors LWC et MVD sont estimés de manière empirique selon le type des précipitations.

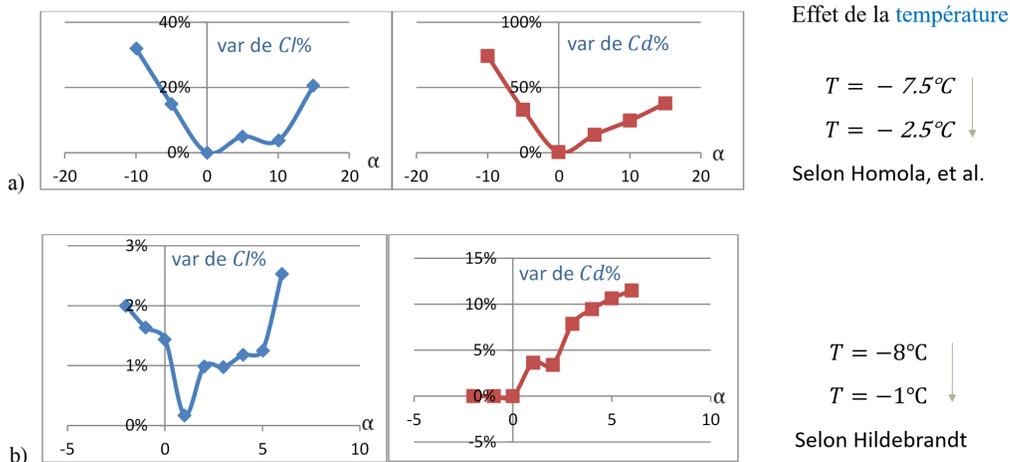
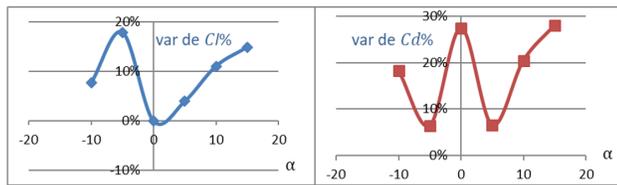
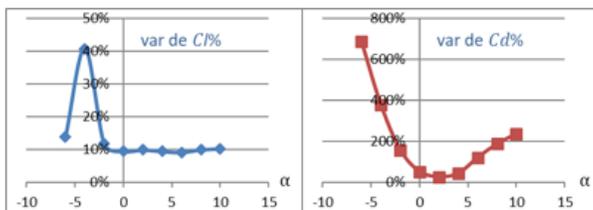


Figure 26. Effet de la variation de la température sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque à : $T = -7.5^\circ\text{C}$ à $T = -2.5^\circ\text{C}$ (selon Homola, et al. [68]) b : $T = -8^\circ\text{C}$ à $T = -1^\circ\text{C}$ (selon Hildebrandt [72]). @Fahed Martini



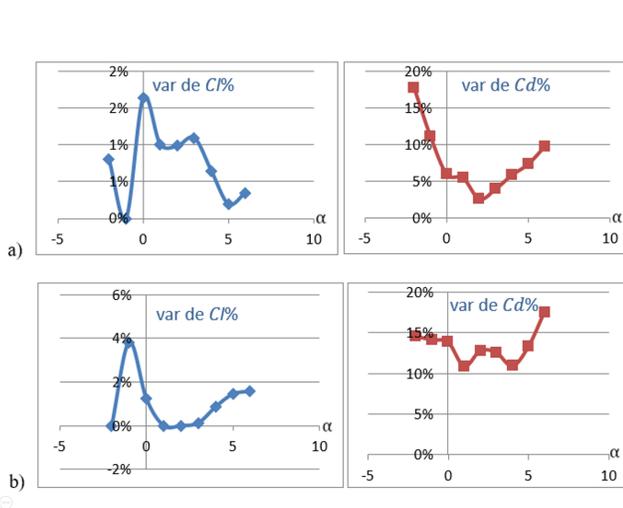
Effet de *MVD*
 $MVD = 12 \mu m$
 $MVD = 30 \mu m$
 Selon Homola, et al.

Figure 27. Effet de la variation de *MVD* (de $12 \mu m$ à $30 \mu m$) sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque (Selon Homola, et al. [68]). @Fahed Martini



Effet du *temps d'accrétion*
 $t = 200 \text{ min}$
 $t = 600 \text{ min}$
 Selon Turkia, et al., 2013

Figure 28. Effet du *temps d'accrétion* (de 20 min à 600 min) sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque (Selon Turkia, et al. [20]). @Fahed Martini



Effet de la *vitesse relative*
 $V = 54.93 \text{ m/s}$
 $V = 61.75 \text{ m/s}$

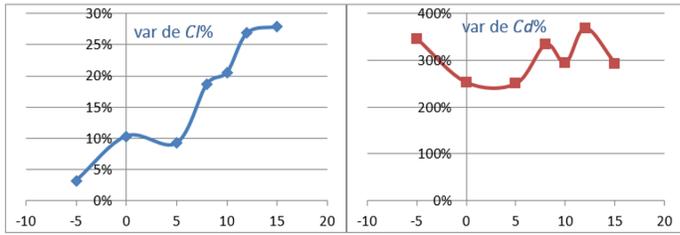
a) Pour $T = -8^\circ C$, selon Hildebrandt, 2019

b) Pour $T = -1^\circ C$, selon Hildebrandt, 2019

Figure 29. Effet de la variation de la *vitesse relative* (de 54.93 m/s à 61.75 m/s) sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque.

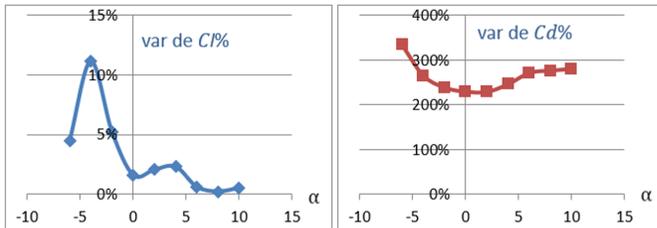
a : Pour $T = -8^\circ C$ (selon Hildebrandt [72]), b : Pour $T = -1^\circ C$ (selon Hildebrandt [72]).

@Fahed Martini



Effet de la corde et la position radiale
 $C = 2.313 m$ (@89%), Homola, et al., 2010
 $C = 1.419 m$ (@97%), Han, et al., 2018

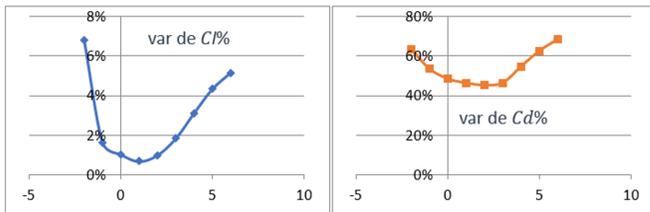
Figure 30. Effet de la corde et la position radiale sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque. $C = 2.313 m$ (@89%), selon Homola, et al. [68] vs $C = 1.419 m$ (@97%), selon Han, et al. [73]. @Fahed Martini



Effet de la rugosité
 0: Sans considération de la rugosité
 1: En considérant la rugosité
 Selon Turkia, et al., 2013

Figure 31. Effet de la considération de la rugosité dans la simulation sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 givré, en fonction de l'angle d'attaque (Selon Turkia, et al. [20]). @Fahed Martini

L'effet de la rugosité avec l'approche « multi-shot » et le modèle de Shin et al., sera constant pour chaque étape de simulation car le modèle de Shin et al., dépend des paramètres qui ne sont pas en relation avec la forme de givre.



Effet de MVD et LWC ensemble
 $MVD = 30 \mu m$ ↓ $LWC = 0,2 g/m^3$ ↓
 $MVD = 33 \mu m$ ↓ $LWC = 0,48 g/m^3$ ↓

Figure 32. Effet de la variation de MVD (de $30 \mu m$ à $33 \mu m$) et de LWC (de $0.2 g/m^3$ à $0.48 g/m^3$) sur l'estimation de la perte dans la portance et le gain dans la traînée du profil NACA 64-618 giré, en fonction de l'angle d'attaque (selon Hildebrandt [72]). @Fahed Martini

Tableau 9

Le bilan de sensibilité selon la variation des paramètres de simulation. @Fahed Martini

Variation du paramètre		Variation de C_l %			Variation de C_d %			
<i>Angle d'attaque :</i>		0°	5°	10°	0°	5°	10°	
$T = -7.5^\circ\text{C}$ <i>vs</i> $T = -2.5^\circ\text{C}$	↓ *	200% ***	0%	5%	4%	0%	14%	25%
$T = -8^\circ\text{C}$ <i>vs</i> $T = -1^\circ\text{C}$	↓	700%	1%	1%	N/A	0%	11%	N/A
$MVD = 12 \mu\text{m}$ <i>vs</i> $MVD = 30 \mu\text{m}$	↓	150%	0%	4%	11%	27%	7%	20%
$t = 200 \text{ min}$ <i>vs</i> $t = 600 \text{ min}$	↓	200%	9%	9%	10%	52%	83%	237%
$V_r = 54.93 \text{ m/s}$ <i>vs</i> $V_r = 61.75 \text{ m/s}$	↓	11% $T = -8^\circ\text{C}$	2%	0%	N/A	6%	7%	N/A
$V_r = 54.93 \text{ m/s}$ <i>vs</i> $V_r = 61.75 \text{ m/s}$	↓	11% $T = -1^\circ\text{C}$	1%	1%	N/A	14%	13%	N/A
$LWC = 0,2 \text{ g/m}^3$ <i>vs</i> $LWC = 0,48 \text{ g/m}^3$	↓	140%	1%	4%	N/A	49%	63%	N/A
$MVD = 30 \mu\text{m}$ <i>vs</i> $MVD = 33 \mu\text{m}$	↓	10%						
$C = 2.313 \text{ m} (@89\%)$ <i>vs</i> $C = 1.419 \text{ m} (@97\%)$	↓	-63%	10%	9%	21%	253%	250%	294%
Rugosité**	0/1 →		2%	1.4%	1%	229%	258%	280%

* La flèche indique la direction de l'augmentation des pertes aérodynamiques. Quand la valeur baisse, elle provoque une diminution de la finesse aérodynamique (diminution de la portance et augmentation de la traînée) plus grave que la valeur en haut.

** 0 : Sans considération de la rugosité dans la simulation, 1 : En considérant la rugosité

*** L'effet de la température est principalement relié au type de givrage (sec/humide)

**** L'analyse de l'effet de LWC seule n'était pas possible ici car il n'y avait pas de scénarios disponibles pour une variation indépendante de ce paramètre.

En regardant le bilan de sensibilité réalisé sur les études de simulation consultées, les paramètres qui influencent le plus les pertes aérodynamiques résultantes des simulations sont le temps d'accrétion, la corde, sa position radiale dans la pale et la prise en compte de la rugosité dans les calculs. La rugosité est un paramètre très important à considérer, préférablement dans chaque modification géométrique prise en compte durant la simulation et son effet se manifeste plus sur les résultats du gain dans la traînée. L'augmentation de l'angle d'attaque provoque généralement plus de pertes en raison des phénomènes de séparation de la couche limite sur l'extrados des profils givrés.

La fiabilité des données extraites des études est classée selon la cohérence des résultats en considérant notre analyse de sensibilité. Cette classification a été considérée pour construire le tableau utilisé dans l'étude avec le réseau de neurones artificiels. Certaines études sont exclues de l'analyse.

Nous avons testé les résultats de la banque de données (de littérature) avec le réseau de neurones artificiels. On a trouvé que l'on ne peut pas prédire suffisamment les pertes aérodynamiques à partir des paramètres d'entrée. En effet, ces données sont trouvées avec des différentes méthodes numériques pour estimer les pertes aérodynamiques pour chaque scénario. (Différentes études, solveur, « single-shot/ multi-shot »...).

Afin de construire une banque de données plus rigoureuses, on doit créer des dizaines de scénarios de simulation avec différentes conditions en utilisant le même solveur pour tous les scénarios. Pour atteindre une estimation du givrage, puis une estimation des caractéristiques aérodynamiques avec de bonne précision, il faut conduire des simulations avec plusieurs intervalles de temps « Multi-shot » comme explique dans le 2^e chapitre (Modélisation). Dans ces conditions, chaque scénario de simulation va prendre une semaine

dans les meilleurs cas; ce qui rend la tâche très difficile à réaliser même avec des ordinateurs très puissants et en utilisant plusieurs processeurs.

Cette analyse d'influence des paramètres de simulation de givrage sur les résultats était importante pour réaliser des simulations plus fiables. Toutefois, compte tenu de la complexité du phénomène de givrage, ce genre d'analyse qui est commun dans la littérature ne peut pas être avantageux pour corrélérer les pertes de production avec les conditions météorologiques tant que ces paramètres sont reliés entre eux de façon complexe dépendamment de topographie du site et le type des précipitations ou nuages qui provoquent le givrage. C'est dans ce contexte, notre connaissance du givrage des éoliennes est limitée.

5.5 ÉTUDE DE CAS - SCENARIOS DES SIMULATIONS NUMERIQUES DU GIVRAGE SUR LE PROFIL NACA 64-618 EN FONCTION DE LA TEMPERATURE.

Dans notre étude précédente, nous ne pouvions pas capter l'influence des paramètres sur les pertes aérodynamique, vu que les scénarios de simulation analysés comprennent des combinaisons de paramètres variants. Il serait convenable de mener une étude d'analyse paramétrique via simulation en prenant l'influence de chaque paramètre individuellement (en ne changeant qu'un paramètre à la fois tout en gardant les autres intacts). Dans cette partie de l'étude, nous essaierons de considérer l'influence du paramètre le plus important sur le givrage des éoliennes, soit, la température de l'air ambiant.

Dans ce chapitre, une description de la simulation effectuée est présentée. Deux approches ont été utilisées : « single shot » et « multi-shot ». L'approche « multi-shot » est une approximation de simulation quasi-stationnaire plus rentable. La procédure « multi-shot » subdivise la durée totale de l'événement de givrage en intervalles plus courts au cours desquels la glace s'accumule continuellement sur la pale. La grille de calcul n'est pas déplacée pour tenir compte de la croissance de la glace qu'à la fin de l'intervalle [22, 74]. De plus, avec ce type de simulation, les données de rugosité sont transférées au solveur d'écoulement pour calculer les contraintes de cisaillement et les flux de chaleur appropriés en implémentant le modèle Beading [75]. L'approche « single shot » estime l'accumulation de glace sur le profil

dans un intervalle qui correspond à la durée totale du givrage. Cette approche nécessite moins de coûts de calcul ; cependant, il s'agit d'une approximation non détaillée en ce qui concerne de la forme de glace résultante.

5.5.1 Modèle géométrique et maillage

Le modèle géométrique était basé sur l'un des types de profils aérodynamiques utilisés dans l'éolienne virtuelle NREL 5MW [76]. Ce profil aérodynamique est situé à 95% du rayon près de la pointe de la pale et est nommé NACA-64618. Le profil aérodynamique a les spécifications suivantes:

- Corde : 1.419 m.
- Épaisseur max 17,9% à 34,7% de corde.
- Cambrure maximal de 3,3 % à 50 % de corde

5.5.2 Simulation numérique

Pour la simulation dans FENSAP-Ice, les mêmes conditions simulées dans Homola, et al. [61] lorsqu'ils sont utilisés, et sont présentés dans le tableau 2. Outre les conditions stipulées par Homola, et al. [61], une autre condition a été étudiée. Nous avons voulu vérifier l'influence de la température sur les performances aérodynamiques, et ce qui se passe si différentes approches sont utilisées, dans ce cas, « single shot » et « multi-shot ». La configuration des simulations est présentée dans le Tableau 11.

Les scénarios de simulation choisies pour les trois zones de types de givrage (les points en bleu dans la Figure 33 indiquent les températures correspondantes à 10 m/s de vitesse de vent)

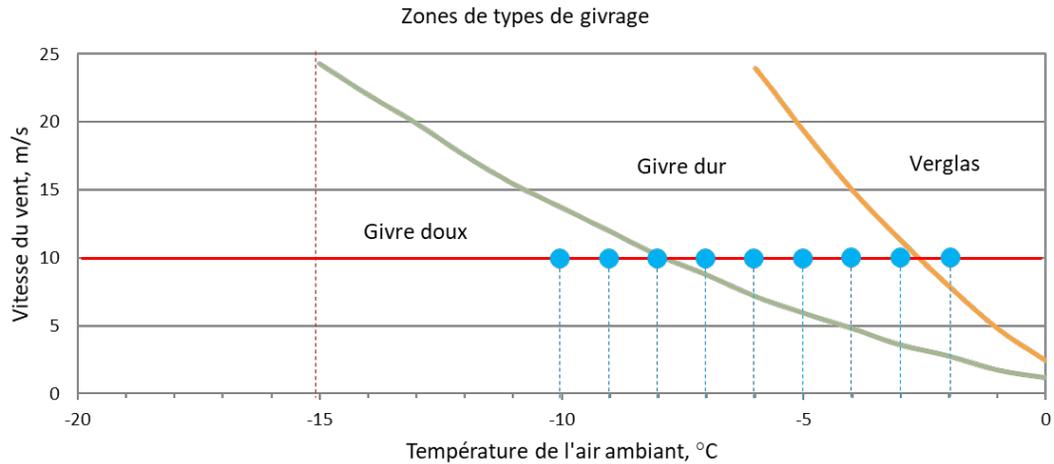


Figure 33: Les scénarios de température

Tableau 10: Paramètres de simulation Homola, et al. [61].

Vitesse de l'air [m/s]	10
Vitesse relative [m/s]	75,88 m/s
MVD [μm]	20
LWC [g/m^3]	0,22
Température [°C]	-10, -9, -8, -7, -6, -5, -4, -3, -2
Modèle de turbulence	k- ω SST
Modèle de rugosité	Shin et al. et Beading Model

Tableau 11: Configuration des simulations

PARAMETER	Single-shot	Multi-shot
Longueur caractéristique	1,419 m	
Vitesse relative de l'air	75,88 m/s	
Pression statique atmosphérique	101 325 Pa	
Température statique de l'air	-10, -6, -4, -3 °C	-10, -9, -8, -7, -5, -2 °C
Angles d'incidence (angle d'attaque)	5,824 °	
Teneur en eau liquide (LWC)	0,22 g/m^3	
Diamètre volumétrique médian des gouttelettes (MVD)	20 μm	
Modèle de rugosité	Shin et al.	Beading Model
Temps total d'accrétion	3 600 s	3 600 s réparties en 3 intervalles de 1 200 s.

Les scénarios ont été définis comme suit (Tableau 12) :

Tableau 12: Description des scénarios

Scenario	Temperature	FENSAP Approach
<i>Scénario 1</i>	-10 °C	Single-shot et multi-shot
<i>Scénario 2</i>	-9 °C	Multi-shot
<i>Scénario 3</i>	-8 °C	Multi-shot
<i>Scénario 4</i>	-7 °C	Multi-shot
<i>Scénario 5</i>	-6 °C	Single-shot
<i>Scénario 6</i>	-5 °C	Multi-shot
<i>Scénario 7</i>	-4 °C	Single-shot
<i>Scénario 8</i>	-3 °C	Single-shot
<i>Scénario 9</i>	-2 °C	Multi-shot

5.5.3 Résultats

Les résultats présentés sont divisés pour chaque approche.

5.5.3.1 Profil givré « single shot »

En regardant la Figure 34, et concernant le bord d'attaque, la forme de la glace était similaire à la forme de la glace présentée dans l'étude de Homola, et al. [61] pour une température de -10 °C ce qui nous permet d'affirmer que le modèle a une bonne répétabilité. La forme de la glace était du « givre » pour tous les cas, mais pour les températures plus élevées, la portion glacée était plus grande.

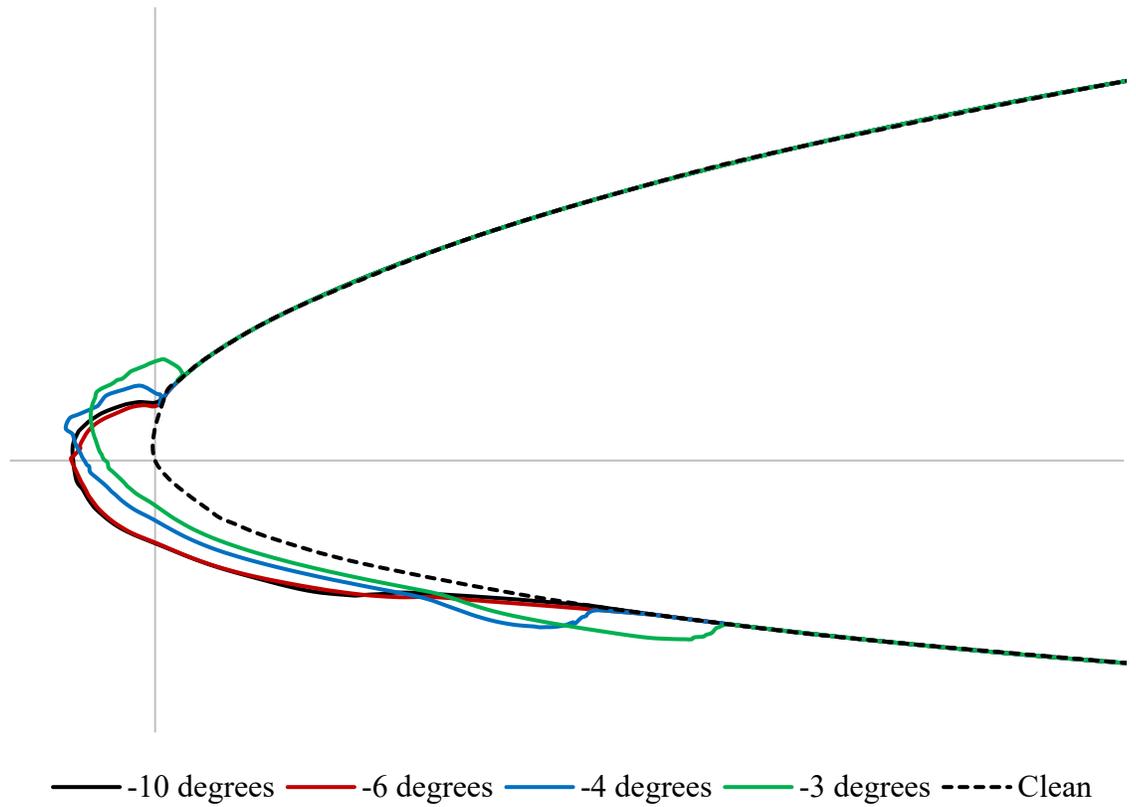


Figure 34: Profil givré « single shot » selon les scénarios de température illustrés. @Fahed Martini

5.5.3.2 Profil givré « Multi-shot ».

Pour les calculs « Multi-shot », le changement de forme de la glace est important pour les températures proches du point de congélation, où des « cornes » sont apparues (verglas) comme le montre la Figure 35.

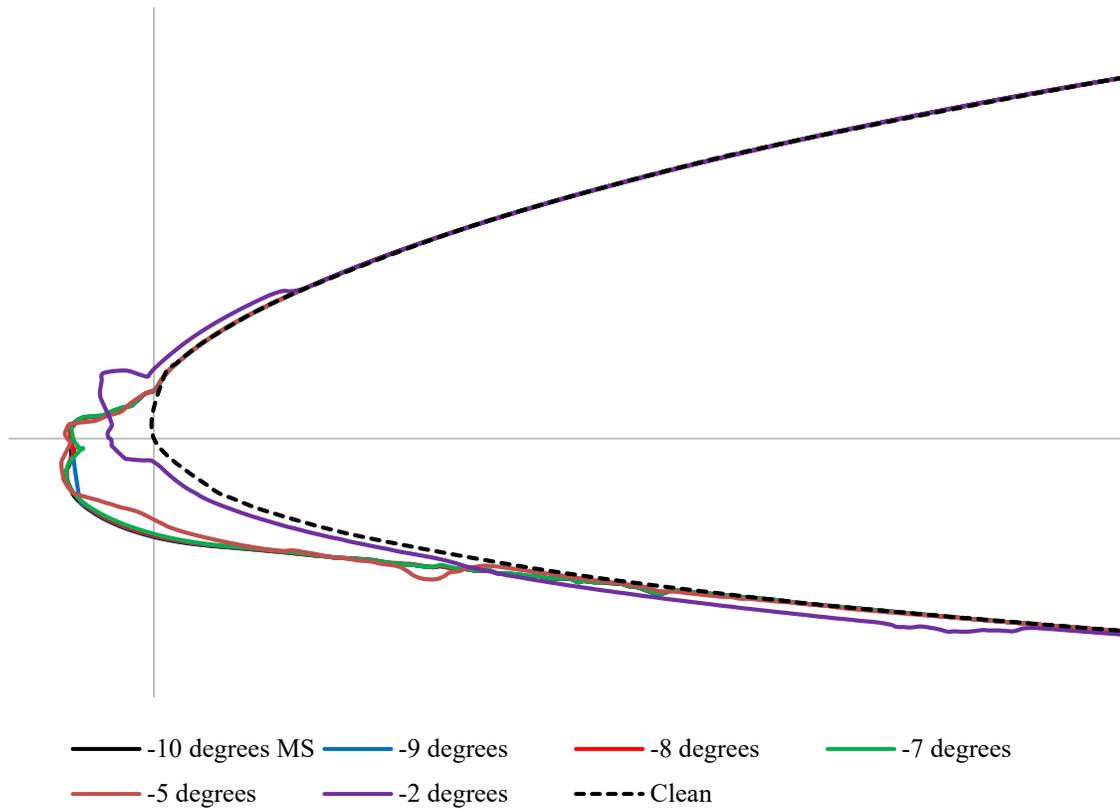


Figure 35: Profil givré « Multi shot » selon les scénarios de température illustrés. @Fahed Martini

5.5.3.3 Coefficients aérodynamiques résultants.

Le comportement pour chaque approche était comme prévu : le coefficient de portance diminue et le coefficient de traînée augmente par rapport au profil propre (Figure 36 et Figure 37).

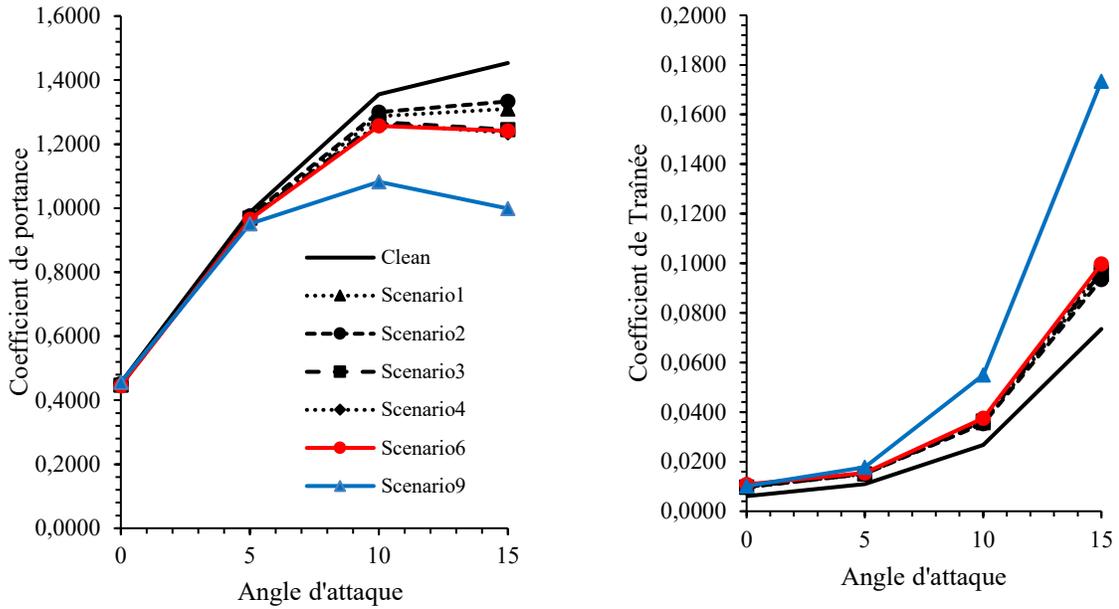


Figure 36: Coefficient aérodynamique pour l'approche « multi-shot ». @Fahed Martini

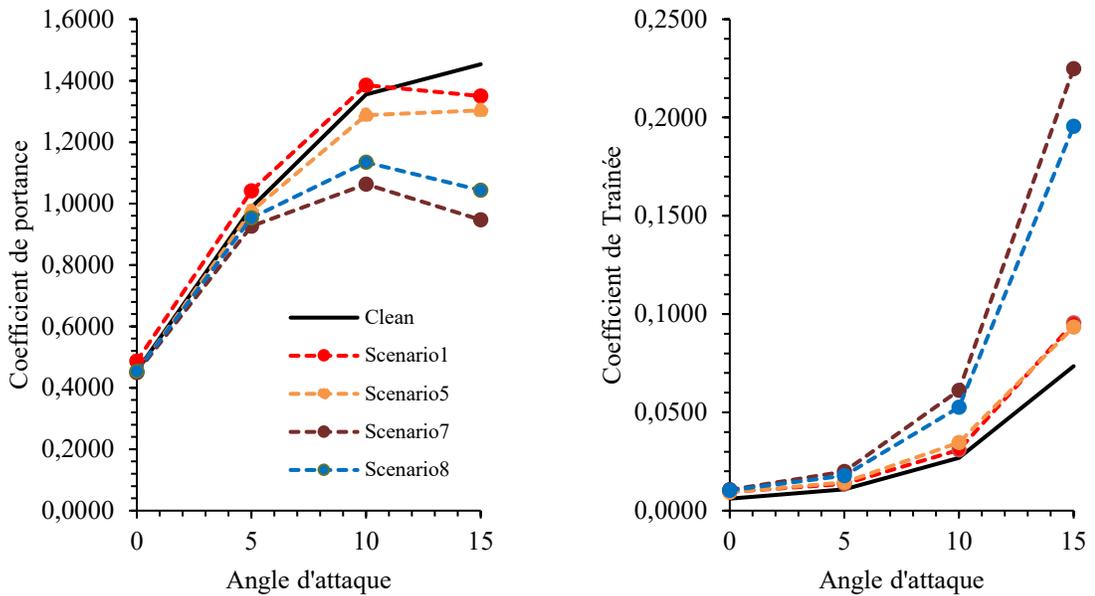


Figure 37: Coefficient aérodynamique pour l'approche « single-shot ». @Fahed Martini

Pour le coefficient de portance, le « single shot » présentait une augmentation par rapport au profil propre. Cela pourrait être lié à la forme de la glace au bord d'attaque. Pour le coefficient de traînée, le comportement était similaire dans les deux cas. Cependant, la simulation « multi-shot » a estimé une valeur plus élevée (Figure 38).

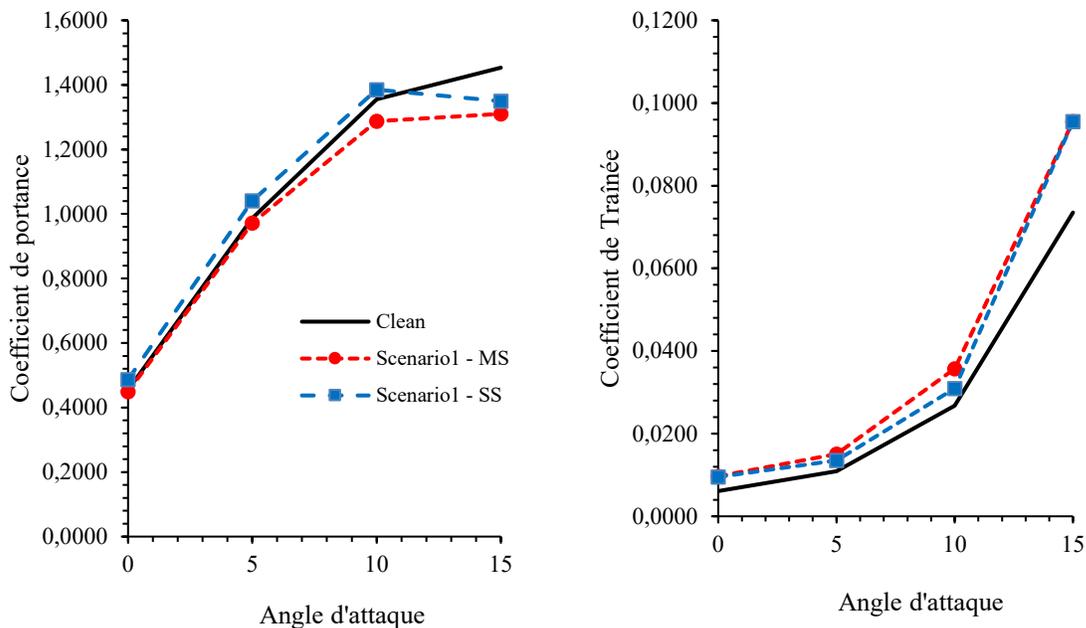


Figure 38: Comparaison des coefficients aérodynamiques pour le scénario 1. @Fahed Martini

5.6 CONCLUSION

Comme le montre la Figure 35 sur les profils givrés résultants de l'approche « Multi shot », le verglas est formé selon les scénarios de température de -2 °C et -5 °C conformément à la littérature. Par conséquent, les pertes aérodynamiques résultantes doivent être élevées, cela confirme les résultats des coefficients aérodynamiques obtenus avec l'approche « multi-shot » illustrés sur la Figure 36. Les pertes aérodynamiques étaient plus importantes pour les températures proches des points de congélation (-2 °C et -5 °C), où des « cornes » sont apparues (verglas).

Comme prévu, l'approche « multi-shot » a donné des résultats plus détaillés de la forme du profil givré, comme le montre la Figure 34 et la Figure 35. Ces résultats vont être considérés dans la suite des études pour élaborer notre deuxième banque de données dans les chapitres suivants.

CHAPITRE 6

APPROCHE COMBINÉE ANALYTIQUE-CFD POUR ESTIMATION RAPIDE DES CARACTÉRISTIQUES AÉRODYNAMIQUES DES PROFILS GIVRÉS

Ce chapitre présente les calculs sur le facteur de conversion entre l'accrétion de glace sur un profil de pale d'éolienne et un collecteur de référence (cylindre). Cette étude a été soumise pour publication dans la revue internationale de Elsevier : *Cold Regions Science and Technology*. CRST-D-22-00060. Titre : « Rapid Estimation of Wind Turbine Iced Airfoils Aerodynamic Characteristics using a Combined Analytical-CFD Approach »

6.1 RESUME DE L'ARTICLE

Comme alternative à la simulation numérique CFD, des modèles empiriques ont été développés pour simuler rapidement l'accrétion de glace sur les structures dans différentes conditions météorologiques. Le modèle de Makkonen, référencé dans la norme ISO 12494 [21, 38], est couramment utilisé dans des modèles numériques de prévision météorologique en utilisant le modèle de calcul de l'accrétion de glace sur un cylindre [12, 77].

Cet article présente une étude sur le *facteur-k* empirique qui décrit le rapport entre la masse de glace accumulée sur un élément de pale d'éolienne et celle d'un collecteur de référence dans les mêmes conditions météorologiques. Turkia, et al. [20] ont utilisé ce facteur pour créer une relation entre le givrage de la pale rotative du rotor de l'éolienne et un cylindre, en adoptant une valeur moyenne pour plusieurs scénarios de givrage. En utilisant des simulations CFD sur un profil situé dans la section à 85 % de l'envergure de la pale accompagnées des calculs analytiques sur le cylindre dans les mêmes scénarios de conditions météorologiques, ils ont trouvé une valeur moyenne de 20 pour le *facteur-k*. Cela signifie que dans les mêmes conditions de givrage et de fonctionnement, une pale d'éolienne en rotation recueille environ 20 fois plus de glace par mètre que le cylindre. Sokolov, et al. [26] ont démontré que le choix du *facteur-k* dépend de plusieurs paramètres, tels que la géométrie du profil aérodynamique, la distribution des gouttelettes et l'efficacité des collisions qui

peuvent conduire à différents régimes de croissance de glace, affectant l'estimation du *facteur-k*. Dans une étude postérieure, Sokolov, et al. [26] ont découvert que le *facteur-k* dépendait également du MVD, de la vitesse du vent et du rapport de vitesses en bout de pale « Tip-Speed ratio (TSR) ».

Après la révision des résultats présentés par Sokolov, et al. [26] et [78], il a été décidé dans cette partie de l'étude de vérifier l'effet de la méthodologie utilisée pour calculer le *facteur-k* par des simulations CFD sur sa valeur moyenne, car il a été démontré à plusieurs reprises dans d'autres études de simulation d'accrétion de glace que la quantité de glace accumulée sur le profil aérodynamique des pales d'éoliennes dépend du type d'approche utilisée dans la simulation numérique [22, 74, 79, 80]. Tel que le mentionnent le chapitre 2, FENSAP-ICE propose deux options pour estimer l'accrétion de glace, la simulation « Single-shot vs Multi-Shot simulation ». Dans cet article, le profil aérodynamique choisi était le NACA-64618, utilisé dans l'éolienne virtuelle NREL 5MW [60]. L'investigation était basée sur une simulation CFD avec le logiciel FENSAP-ICE, et un calcul analytique basé sur le modèle de Makkonen décrit dans la norme ISO 12494. Les résultats ont montré que le *facteur-k* varie en fonction de plusieurs paramètres, notamment la géométrie de l'objet et la méthodologie CFD appliquée. L'effet de la température ambiante de l'air est étudié. Cette étude était essentielle afin de décider notre choix de la méthodologie de simulation et la zone de température dans laquelle notre banque de données sera élaborée comme présenté dans le chapitre suivant.

Type of the Paper: Article

Rapid Estimation of Wind Turbine Iced Airfoils Aerodynamic Characteristics using a Combined Analytical-CFD Approach

Fahed Martini ^{*1a}, Adrian Ilinca^{2a}, Leidy T. Contreras M.^{3a}, and Hussein Ibrahim^{4b}

- a. Wind Energy Research Laboratory, the University of Quebec at Rimouski, Canada
- b. Technological Institute for Industrial Maintenance, Cégep de Sept-Îles, Canada

- 1* Fahed Martini (Fahed_Martini@uqar.ca) (F.M.), Corresponding author.
- 2 Adrian Ilinca (Adrian_Ilinca@uqar.ca) (A. I.)
- 3 Leidy Tatiana Contreras Montoya (LeidyTatiana.ContrerasMontoya@uqar.ca) (L.T.C.M.)
- 4 Hussein Ibrahim (Hussein.Ibrahim@cegepsi.ca) (H.I.)
- * Corresponding author

Abstract: Computational Fluid Dynamic (CFD) simulations are systematically used to estimate the effect of icing on the operation of wind turbines under specific weather conditions. However, conducting multiple simulations for different operation scenarios is not practical for this complex phenomenon affected by instantly fluctuating parameters. Alternative analytical models based on empirical correlations are available to substitute the costly numerical simulations. This paper uses a conversion factor between ice accretion around an airfoil and a reference collector to evaluate icing impact on the aerodynamic performance of wind turbines blades' airfoils. Based on this factor, a new method is proposed to quickly estimate the aerodynamic losses on the wind turbine airfoils under different icing conditions. The analytical calculations have been carried out using a model described in ISO 12494 standards commonly used to evaluate icing severity on structures. The study has performed a series of CFD simulations on a wind turbine airfoil using FENSAP-ICE software and analytical

calculations of ice accretion on a cylinder under different dry icing conditions. The first set of simulations generates an averaged value for the conversion factor, while the second set validates the resulting aerodynamic coefficients. The results show that the proposed method can estimate aerodynamic losses due to icing with an accuracy comparable to that obtained by CFD simulations.

Keywords: Ice accretion, Makkonen model, airfoil, wind turbine, CFD, cylinder, *k-factor*.

1. Introduction

Evaluation of the ice impact on the aerodynamic performance of the wind turbine blade is an essential question to assess the magnitude and severity of such effects. However, the wind turbine icing is complex, determined by several meteorological and operation factors, and involves multiple physical phenomena. For example, it is challenging to directly measure the ice load on the wind turbine during some sudden and unexpected weather fluctuations. Therefore, the operation of the existing ice detection systems for wind turbines needs to be optimized and adapted to volatile weather conditions.

Several studies were conducted to describe the rime ice formation on wind turbine blades with different methodologies, allowing power loss estimates [4-8]. Most recent studies also adopted the advanced CFD icing tools developed for aeronautics to replicate glaze ice on wind turbines [9-13], bearing in mind that the wet regime of ice accretion is challenging to replicate due to various phases change phenomena. All these attempts considered limited scenarios of weather conditions to analyze ice accretion. However, repeated numerical simulations become costly in time and computer resources when considering multiple operation scenarios under different icing conditions.

An alternative method exists to evaluate, analytically, the severity of ice accretion over the structures to overcome the above limitations of full CFD approaches. This method is adapted, developed, and validated in this paper to estimate the drop in the aerodynamic performance of iced airfoils.

The Makkonen model described in ISO 12494 standards [1, 14] has been widely used to model ice accretion on power lines [15]. In Canada, the applied research center, Nergica (previously named TechnoCentre Éolien), used the model of Makkonen to develop an ice prediction model for wind farms for the benefit of the Natural Resources Canada [16, 17]. The ice accretion model has also been used to build a meteorological icing atlas in Finland during the years 2010 - 2012 [8]. The method developed in this study is inspired by a study of the VTT technical research center in Finland, which linked the Makkonen model to the power curves of iced-up wind turbines [8]. In this study, Turkia, et al. [8] introduced a conversion "factor k" between the ice mass accreted on a cylinder calculated analytically by the Makkonen model and the ice mass accreted on the blade's airfoil estimated by CFD simulations under the same weather conditions. The ice masses on the cylinder and the blade were compared at 85% span position, as that radius has the most significant contribution to a turbine's power production [18]. It was also considered that the section at 85% of the span represents the average ice accretion on a blade [19-21]. The factor was averaged at a value of 20 for several scenarios of operation. The averaged value has been later questioned, and a similar conversion factor (Accreted Ice Mass Ratio "k-factor") has been investigated by Sokolov, et al. [3] to consider its dependence on several parameters. The study performed a series of CFD simulations using FENSAP-ICE for two airfoils, NACA0012 and NACA0015. As a result, they found that parameters such as airfoil geometry, droplet distribution (Langmuir D and monodisperse), and collision efficiencies can lead to different ice growth regimes, affecting the estimation of the k-factor. In a subsequent investigation, Sokolov, et al. [22] worked with the NACA0012, 4412, 6412, 23012, and N-22 airfoils, droplet distribution Langmuir A to E, and several Median Volume Diameters (MVD) to estimate the k-factor. They found that the k-factor also had a dependency on the MVD and the wind speed. The calculations showed that the k-factor could easily vary between 12 and 60 depending on these parameters. Other resulting values showed a dependence of the factor on the tip speed ratio (TSR) of the blade combined with droplet distribution. Both studies concluded that further numerical and experimental validation is necessary [3, 22].

Based on the results presented by Sokolov, et al. [3] and Sokolov, et al. [22], we investigate the dependence of the conversion ratio with the relevant parameters before calculating an averaged value to be used for the

aerodynamic losses estimation. The investigation examined the two common types of ice accretion and two icing simulation schemes. The analytical calculations use the Makkonen model, and the CFD simulations use ANSYS FENSAP-ICE software. FENSAP-ICE has two options for estimating ice accretion: single-shot and multi-shot simulation schemes. In other ice accretion simulation studies, it has been demonstrated that ice accretion estimation on the wind turbine blade's airfoil depends on the type of approach used in the numerical simulation [21, 23-27]. The studied airfoil was the NACA 64-618. This airfoil is used in the third outer part of the virtual NREL 5MW wind turbine blade [28], in sections where ice accumulates the most. Finally, the conversion was averaged for this airfoil at several scenarios of icing conditions to estimate the aerodynamic coefficients of the airfoil in the dry zone of ice. The averaged value has been validated numerically by CFD simulation results to estimate the aerodynamic coefficient of the iced-up airfoil in different scenarios of weather conditions.

The paper is structured as follows: the analytical and numerical approaches are explained in section 2; the results obtained for the conversion factor are investigated in section 3; the validation and the results of the aerodynamic coefficients are also discussed in section 3, and the main conclusions are presented in section 4.

2. Configuration of the two applied models

2.1. Analytical study using the Makkonen model for ice accretion on a cylinder

The Makkonen model used in this study, as described by ISO 12494 Standard [1, 14], calculates the ice accretion around a cylinder as a reference collector for other types of structure. For both rime and glaze types of icing, the maximum rate of ice accretion per unit projection area of the cylinder is determined by the flux density of the supercooled particles in the air that collides with the cylinder. The flux density is a product of the liquid water contents and the droplets' relative velocity to the cylinder. Consequently, the ice accretion rate (in g/s) is obtained from the equation:

$$\frac{dM}{dt} = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot LWC \cdot V \cdot S \quad \text{Eq. 1}$$

Where $S(\text{m}^2)$ is the projection area of the object in the direction of the flow velocity vector, $LWC (\text{Kg}/\text{m}^3)$ is the mass concentration of the particles (i.e., Liquid Water Content), $V (\text{m}/\text{s})$ is the flow velocity and the $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ are correction factors describing the droplet impingement to the object and freezing, varying between 0 and 1. α_1 denotes the *collision efficiency* (the ratio of the flux density of the particles that hit the object to the maximum flux density), α_2 the *sticking efficiency* (ratio of the flux density of the particles sticking to the object to that of the particles colliding with the object), and α_3 the *accretion efficiency* (the ratio of icing rate to the flux density of the particles that stick to the surface, to account for water run-off if in the wet regime icing) [1, 29]. For this study, an assumption of a "dry growth" regime is made for the considered temperature range, such that $\alpha_2 = \alpha_3 = 1$, i.e., all impinging droplets stick and freeze on impact.

An analytical solution exists for the *collision efficiency* (α_1) for airflow around a cylinder. α_1 can be obtained using two dimensionless parameters (K and φ) as follows:

$$\alpha_1 = A - 0,028 - C(B - 0,0454) \quad \text{Eq. 2}$$

Where,

$$A = 1,066K^{-0,00616} \exp(-1,103K^{-0,688}) \quad \text{Eq. 3}$$

$$B = 3,641K^{-0,498} \exp(-1,497K^{-0,694}) \quad \text{Eq. 4}$$

$$C = 0,00637(\varphi - 100)^{0,381} \quad \text{Eq. 5}$$

Here, K is the droplet's inertia parameter (also known as Stokes number), and φ is the Langmuir parameter, defined in Eq. 6 and Eq. 7 as follows [30]:

$$K = \frac{V\rho_w d^2}{18\mu_a D} \quad \text{Eq. 6}$$

$$\varphi = \frac{Re_d^2}{K} \quad \text{Eq. 7}$$

Re_d is the droplet's Reynolds number, given by:

$$\text{Re}_d = \frac{\rho_a V d}{\mu_a} \quad \text{Eq. 8}$$

ρ_a and ρ_w are the air and water densities respectively (kg/m^3), μ_a is the absolute viscosity of air ($Pa \cdot s$), d is the droplet diameter or $MVD(m)$, and $D(m)$ is the cylinder diameter. While the model will be used to estimate ice accretion on the airfoil, it was decided to take the diameter of the cylinder to be twice the radius of the leading-edge airfoil curvature. This case is relevant since the cylinder inscribes the leading-edge area of some airfoils [31].

The Makkonen model behaves well except for very small droplets at very low wind speeds and very small collision efficiencies. These limitations are mentioned in more detail by Weiß [32] and noticed when the model was applied for certain scenarios of low V and MVD values.

2.2. Numerical approach for ice accretion on an airfoil

The numerical study of ice accretion on airfoils includes the computation of the mass flux of icing particles and the determination of the icing conditions. These can be numerically simulated with integrated thermo-fluid dynamic models, involving fluid flow simulation, droplet behavior, surface thermodynamics and phase changes [26, 27]. ANSYS FENSAP-ICE operates in a modular system where each module performs a specific task: FENSAP module carried out the flow calculation; DROP3D the droplets impingement and ICE3D the ice accretion and the mesh displacement [32]. The numerical study of airflow behavior is carried out by solving nonlinear partial differential equations (PDE) for the conservation of mass (Eq. 9), momentum (Eq. 10) and energy (Eq. 11) [32, 33]:

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho_a \vec{V}_a) = 0 \quad \text{Eq. 9}$$

$$\frac{\partial \rho_a \vec{V}_a}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho_a \vec{V}_a \vec{V}_a) = \vec{\nabla} \cdot \sigma^{ij} + \rho_a \vec{g} \quad \text{Eq. 10}$$

$$\frac{\partial \rho_a E_a}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho_a \vec{V}_a H_a) = \vec{\nabla} \cdot (\kappa_a (\vec{\nabla} T_a) + v_i t^{ij}) + \rho_a \vec{g} \cdot \vec{V}_a \quad \text{Eq. 11}$$

Where ρ is the air density, \vec{V}_a is the velocity vector. Subscript a refers to the air solution, σ^{ij} is the stress tensor, T refers to the static air temperature in Kelvin, κ is the thermal conductivity, E and H are the total initial energy and enthalpy, respectively.

In FENSAP-ICE, the droplets' behavior is numerically simulated using the Eulerian approach. The Eulerian approach considers droplets as a continuous phase using the concept of water volume fraction [27] while developing conservation equations on a control volume in a similar form as that for the air as a fluid phase [22, 27]. The general Eulerian two-fluid model consists of the Navier-Stokes equations augmented by the droplet's continuity (Eq. 12) and momentum equations (Eq. 13) [32]:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\alpha \vec{V}_d) = 0 \quad \text{Eq. 12}$$

$$\frac{\partial(\alpha \vec{V}_d)}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot [\alpha \vec{V}_d \otimes \vec{V}_d] = \frac{C_D Re_d}{24K} \alpha (\vec{V}_a - \vec{V}_d) + \alpha \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho_d}\right) \frac{1}{Fr^2} \quad \text{Eq. 13}$$

Where α is the water volume fraction, and \vec{V}_d is the droplet velocity. The first term of the right-hand side of the equation Eq. 13 represents the drag acting on droplets proportional to the relative droplet velocity, drag coefficient, and the droplets Reynolds number (Eq. 8). The second term represents buoyancy and gravity forces proportional to the local Froude number (Fr). The drag coefficient for flow around spherical droplets can be calculated using several empirical relations [34]. Clift and Gauvin developed a simple empirical correlation in 1970 for droplet Reynolds numbers below 300 000 (Eq. 14):

$$C_D = \left(\frac{24}{Re_d}\right) (1 + 0,15 Re_d^{0,687}) + \frac{0,42}{1 + 42500 Re_d^{-1,16}} \text{ for } Re_d \leq 300000 \quad \text{Eq. 14}$$

However, for a very small diameter of the water droplet, a correction factor must be applied to the empirical correlation [35]. The drag coefficient drops sharply for Reynolds numbers close to 300,000 [36].

In FENSAP-ICE [32], the "Water-default" drag coefficient is based on an empirical correlation for flow around spherical droplets for $Re_d > 250$ (Eq. 15):

$$C_D = \begin{cases} \left(\frac{24}{Re_d}\right) (1 + 0,15Re_d^{0,687}) & \text{for } Re_d \leq 1300 \\ 0,24 & \text{for } Re_d > 1300 \end{cases} \quad \text{Eq. 15}$$

Finally, the surface thermodynamics is calculated by solving a system of two PDEs on all solid surfaces. The first equation expresses the mass conservation (Eq.16). The three terms on the right-hand side of the equation represent the mass transfer by water droplet impingement, evaporation, and ice accretion, respectively [37]. The second PDE expresses energy conservation (Eq. 17). The first three terms on the right-hand side of the equation are the heat transfer generated by the impinging supercooled water droplets, evaporation, and ice accretion. The last three terms are the radiative, convective, and one-dimension conductive heat fluxes [32, 38].

$$\rho_f \left[\frac{\partial h_f}{\partial t} + \vec{\nabla}(\vec{V}_f h_f) \right] = V_a LWC \beta - \dot{m}_{evap} - \dot{m}_{ice} \quad \text{Eq. 16}$$

$$\rho_f \left[\frac{\partial h_f c_f \tilde{T}_f}{\partial t} + \vec{\nabla}(V_f h_f c_f \tilde{T}_f) \right] = \left[c_f (\tilde{T}_a - \tilde{T}_f) + \frac{\|\vec{V}_d\|^2}{2} \right] V_a LWC \beta - L_{evap} \dot{m}_{evap} + (L_{fusion} - c_s \tilde{T}) \dot{m}_{ice} + \sigma \varepsilon (T_a^4 - T_f^4) - c_h (\tilde{T}_f - \tilde{T}_{ice.rec}) + Q_{anti-icing} \quad \text{Eq. 17}$$

Here, the coefficients ρ_f , c_f , c_s , σ , ε , L_{evap} , L_{fusion} are the physical properties of the fluid and the solid. \tilde{T}_f is the equilibrium temperature at the air/water film/ice/wall interface, h_f is the film (ice) thickness, and β is the collision efficiency provided by the DROP3D module.

In this module, it is essential to consider the roughness. Two approaches to simulate this parameter were used, the Shin et al. model [39] for the single-shot approach and the Beading model for the multi-shot approach. More information about the last one can be obtained in FENSAP-ICE_User_Manual [32] (p. 172).

Regarding the two approaches, the multi-shot approach is a more cost-effective quasi-steady approximation of the fully unsteady simulation. The multi-shot procedure subdivides the total duration of the icing event into shorter intervals during which ice continuously accretes on the blade. Still, the computational grid is not displaced to account for the ice growth until the end of each interval [21, 23]. Furthermore, this type of simulation transfers the roughness data to the flow solver to compute the appropriate shear stresses and heat fluxes by implementing the Beading model [32]. On the other hand, the single-shot approach estimates the ice

accretion on the airfoil in one interval that corresponds to the total duration of the icing. Thus, it requires less computational cost; nevertheless, it is an entirely steady approximation.

2.2.1. Geometry and mesh

The geometrical model used was the NACA-64618, one of the airfoil types utilized in the virtual wind turbine NREL 5MW [28]. This airfoil is located at 95% of the blade's span (chord equal to 1,419 meters) close to the tip's blade (see Figure 1).

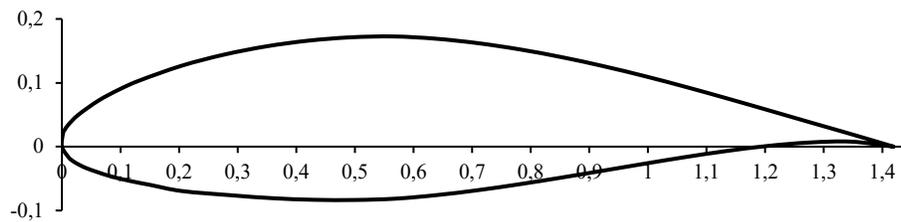


Figure 1. NACA-64618 airfoil.

Besides the airfoil, an external domain was created. It was large enough to capture all the critical flow variations. The dimensions were based on previous works that showed good agreement with experimental and numerical data [26]. In Figure 2, the dimensions, the airfoil location, and the boundary conditions are shown.

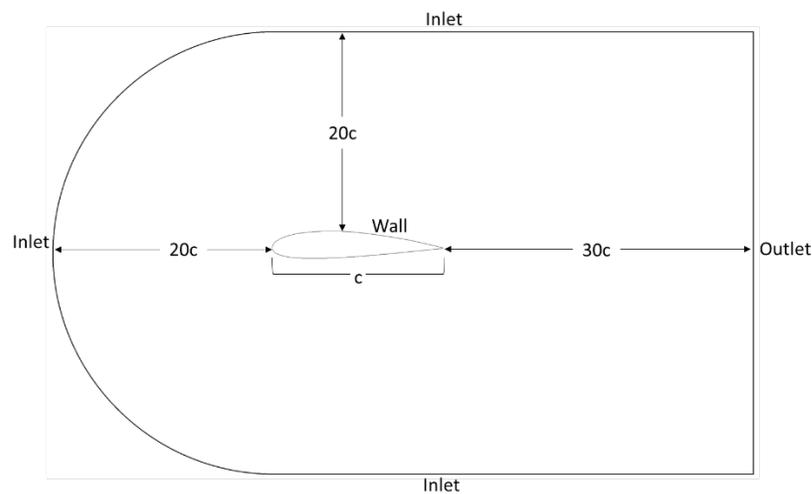


Figure 2. Computational domain geometry

Once the geometric model was created, the mesh was generated, which had as main characteristics tetrahedral cells and prismatic layers. The latter allows the boundary layer phenomena to be considered. According to the literature consulted, the prismatic layer was composed of 30 layers (according to the literature consulted) whose initial height was 5.4×10^{-6} m to obtain a y^+ less than 1. Figure 3 shows the entire computational domain and the tetrahedral mesh, and Figure 4 shows the leading and trailing edge discretization details.

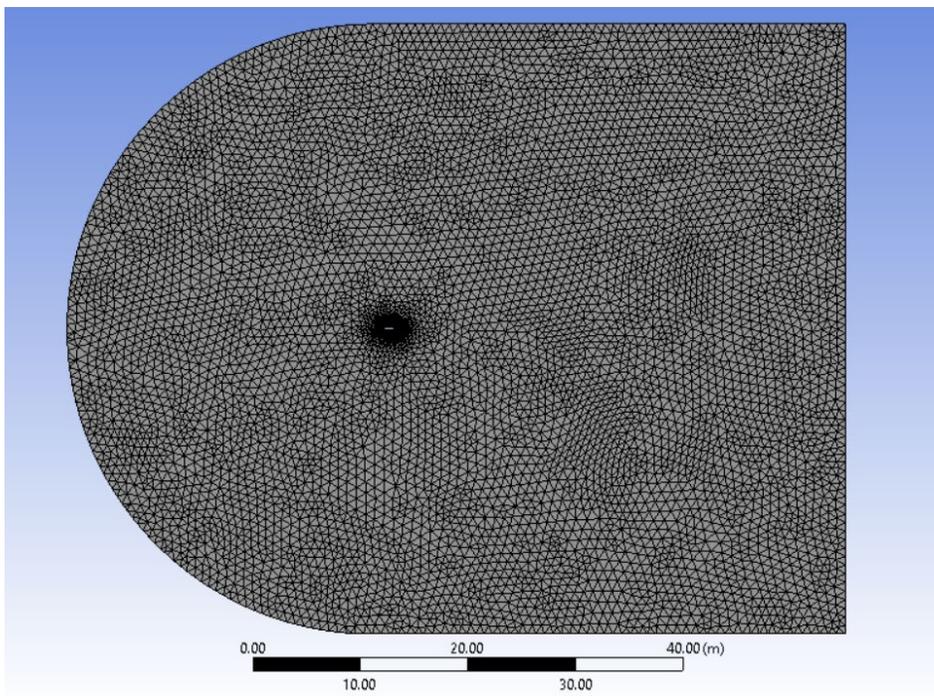


Figure 3. Tetrahedral mesh

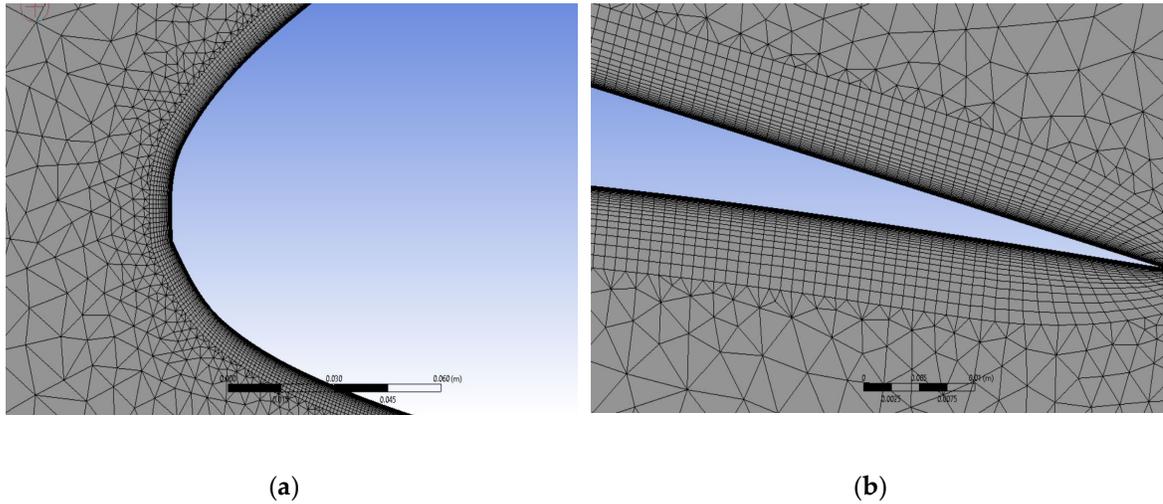


Figure 4. Mesh detail. (a) Leading-edge; (b) Trailing edge.

2.2.1. Model Set-up and input data

Since several variables might affect wind turbine icing, we simplify the problem by focusing on one scenario of weather conditions to create a relationship between the ice accreted on the airfoil and the ice accreted on the standard cylinder. As described in Eq. 1, the wind speed is among the parameters that affect ice accretion. It is also observed by Turkia, et al. [40] that the most dominant variable in ice accretion for wind turbine blade airfoils is the relative wind, which implicitly reflects the influence of the flow incidence, the radial position of blade section, and the rotor rotational speed.

For validation purposes, we compare the results of the adopted CFD simulation with those of a study of Homola, et al. [41] on the NREL 5 MW wind turbine. The same conditions available in Homola, et al. [41] were taken to set up the simulation in ANSYS FENSAP-Ice. For the NREL 5 MW wind turbine, a 12.4 RPM rotational speed is considered with a wind speed of 10 m/s. These values determine the relative velocity and the angle of attack. The simulation conditions presented in Table 1 are for a representative scenario of ice accretion on the NACA 64-618 airfoil estimated by the CFD simulation. This representative case serves to calculate the aerodynamic coefficients, compare the results, and validate the model.

Table 1. Simulation parameters from Homola, et al. [41] (representative scenario)

Parameter	Value
Air Speed [m/s]	10
Angle of Attack [°]	5.824
Relative Velocity [m/s]	75.88
MVD [μm]	20
LWC [g/m^3]	0.22
Temperature [°C]	-10
Turbulence Model	k- ω SST
Roughness Model	Beading model (multi-shot)

The k- ω SST turbulence model combines the advantages of the k- ω and k- ϵ models. The k- ω model is used near the wall, while it is replaced by the k- ϵ model when moving away from the wall towards the boundary layer upper limits. The k- ω SST model has worked best for flows with strong adverse pressure gradients [42, 43], describing the generation of specific vortices at both the trailing and the leading edges [44].

2.2.3. Mesh convergence study

We used five meshes to perform a grid independence study. Local refinement of the mesh is done, i.e., starting with a coarse discretization on the upper limit of the boundary layer and reaching a highly refined mesh on the profile wall. Since the objective of the simulations is to estimate the aerodynamic losses due to icing, in this case, the lift and drag coefficients were chosen for the convergence study. The results of the validation of the five meshes are presented in Table 2.

Table 2. Convergence errors for each mesh

Mesh	Number of elements	Lift coefficient CL	CL - Convergence error	Drag coefficient CD	CD - Convergence error
1	439 914	0.5088	---	0.008710	
2	687 125	0.5055	0.6561%	0.008685	0.2957%
3	879 082	0.5048	0.1408%	0.008660	0.2905%
4	946 260	0.5048	0.0013%	0.008659	0.0115%
5	1 448 044	0.5048	0.0022%	0.008658	0.0122%

According to the convergence analysis, the difference between the most refined mesh (mesh 5) and the medium-sized mesh (mesh 4) is very low; therefore, mesh four was selected to balance the precision of the results and the cost of calculation. In addition, as can be seen in Figure 5, the behavior of the lift and drag coefficients reached a constant value as the number of elements increased, demonstrating the case where the solution will no longer depend on the mesh.

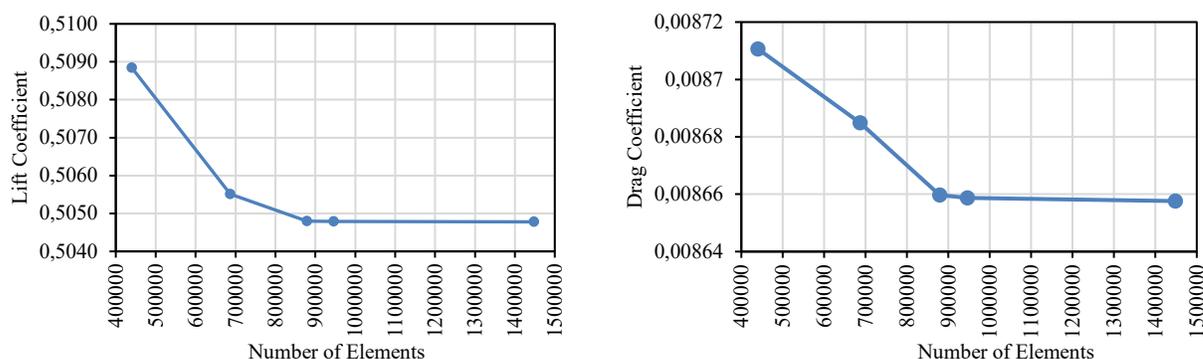


Figure 5. Aerodynamic coefficients vs. the number of elements.

3. Method for estimating the aerodynamic losses of Iced Airfoils

The availability of a method to estimate the aerodynamic losses of the iced airfoils for a combination of geometric design, meteorological and operational parameters is beneficial for optimizing wind turbines' operation under icing conditions. This proposed method brings together analytical and numerical models from above to quickly calculate the aerodynamic losses in several scenarios of meteorological conditions without always having to analyze the iced-up airfoils with CFD simulations.

The method involves calculating several values of a conversion factor between the mass of ice accreted around an airfoil and that around a cylinder. The values of the mass of ice accreted around the cylinder were calculated using the Makkonen model, while the masses of ice accreted around the airfoil resulted from the CFD numerical simulations at the same temperature. Then, the conversion factor has been averaged for different temperatures in the dry regime of ice accretion. It is used to correlate a particular scenario with a representative case for estimating the aerodynamic losses for this scenario. The parameters used for the representative scenario

of airfoil icing are presented in Table 1. In addition, the averaged value of the conversion factor has been tested and validated based on the results of the aerodynamic coefficients of iced airfoils estimated via numerical CFD simulations.

3.1. Ice accretion calculation scenarios

An empirical relationship approved by the ISO 12494 standard [14] between ice type, wind speed, and temperature is used to choose the simulation scenarios corresponding to the ice accretion regime (Figure 6). The temperature values were selected for 10m/s wind speed, as shown in Figure 6.

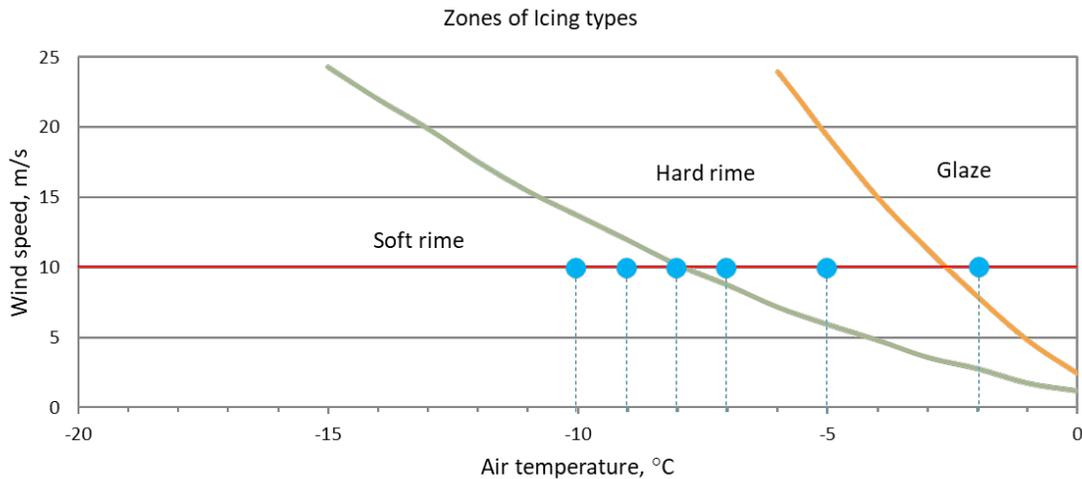


Figure 6. The ice accretion simulation scenarios
(The dots in blue indicate the temperatures corresponding to 10 m/s wind speed)

Icing zones illustrated in Figure 6 are as described in ISO 12494 standard [14]:

- Glaze ice is generally clear and is characterized by larger protuberances, commonly known as glaze horns.
- Hard rime: granular, white, or translucent, density 600–900 kg/m³
- Soft rime: white or opaque, density: 100–600 kg/m³ [31]

As its effect on the ice accretion estimation has been demonstrated in several studies, the roughness was considered in the simulation through the "beading model" in the multi-shot approach with ANSYS FENSAP-ICE. In contrast, the "Shin et al. model" was considered for the single-shot scheme. The other parameters of the model setup in ANSYS FENSAP-ICE were the same for both single-shot and multi-shot. However, the time accretion was split into three shots of 1200 seconds each for the multi-shot approach.

The same weather conditions are used for calculating the ice accretion around the cylinder. The parameters used for the considered temperature scenarios are listed in Table 3.

Table 3. Setup for FENSAP-Ice

<i>Parameter</i>	<i>Value</i>
<i>Airfoil chord [m]</i>	1.419
<i>Blade segment length [m]</i>	0.1
<i>Cylinder diameter [m]</i>	0.03
<i>Air static pressure [Pa]</i>	101325
<i>Air Speed [m/s]</i>	10
<i>Angle of Attack [°]</i>	5.824
<i>MVD [μm]</i>	20
<i>LWC [g/m^3]</i>	0.22
<i>Turbulence Model</i>	k- ω SST
<i>Roughness Model</i>	Shin et al. (single-shot), Beading model (multi-shot)
<i>Air Static Temperature [°C]</i>	-10, -9, -8, -7, -5, -2
<i>Total time of ice accretion [s]</i>	3600

3.2. Results and discussion

The results presented are from the CFD-based simulation for the airfoil and the analytical model for the cylinder. Therefore, the conversion factor (*k-factor*) is determined as the ratio between the mass of ice accreted on a blade segment at 95% of the blade's span (Figure 7) and that accreted on a 3 cm diameter cylinder.

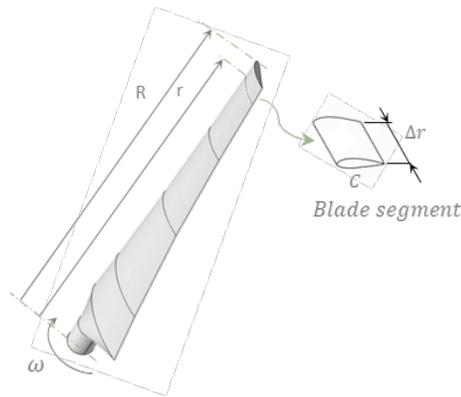


Figure 7. Blade segment at the tip

3.2.1. *k-factor* calculations

The set of parameters presented in Table 3 served to calculate the *k-factor* for each temperature scenario covering the dry and the wet zone of ice accretion. In contrast, Table 4 shows the results of the conversion factor for the temperature scenarios in the dry zone. In addition, the potential effects of the ambient temperature and the applied CFD approach on the averaged conversion factor have been analyzed.

Table 4. Conversion factor values for rime ice using two schemes of simulation

Approach	Temperature	<i>Ice mass on the blade segment [g]</i>	<i>Ice mass on the cylinder [g]</i>	<i>k-Factor</i>
Multi-shot	-10	1660,6	30,9	53.8
Multi-shot	-9	1645,0	30,8	53.4
Multi-shot	-8	1629,4	30,8	53.0
Multi-shot	-7	1597,9	30,7	52.1
Single shot	-10	1387,4	30,9	44.9
Single shot	-9	1376,5	30,8	44.7
Single shot	-8	1360,7	30,8	44.2
Single shot	-7	1325,1	30,7	43.2

The results showed that the conversion factor varies depending on temperature and simulation methodologies. There was a significant difference for the *k-factor* for the two simulation approaches available in ANSYS FENSAP-ICE. The average value using the multi-shot approach is 53, while the average value using the single-shot approach is 44, corresponding to lower ice mass accretion estimations. The difference between the two schemes was approximately 20%. This percentage is significant if the *k-factor* serves to estimate the power losses of the wind turbine. The difference is that ice growth and geometry are updated for each time interval in the multi-shot approach, offering a more accurate representation of the physical phenomenon. The resulting mass of ice is more significant over the entire accretion period. In addition, the multi-shot scheme provides more details on ice accretion than the single-shot [27], whereas the multi-shot scheme is costly in time and computer resources. Based on these results, we adopt only the multi-shot approach, given that the better solution accuracy justifies the additional computational time.

The *k-factor* decreases slightly with the temperature increase, for both simulation schemes, in the dry regime (Table 4). Nevertheless, when reaching a temperature of -5 degrees, the *k-factor* increases again, reaching a maximum value (54,2 using the multi-shot simulation). This may be explained by the fact that, at this temperature, the dry ice regime is mixed or is in transition to a wet regime (glaze ice). In this case, new assumptions must be made for the analytical model because the efficiencies $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ from Eq. 1 will be different. For this reason, we consider that this case is outside the purely dry ice accretion and excluded its value from the averaging of the *k-factor*.

When calculating the *k-factor* for higher temperatures ($T = -2^\circ\text{C}$) closer to the water freezing point, glaze ice is accreted using both simulation schemes. The resulting *k-factor* values were very different from the average of the dry case (34.2 using the multi-shot and 29.1 using the single-shot). Therefore, the temperature effect becomes significant only when the ice accretion regime changes from dry to wet. Otherwise, the temperature effect is not significant. Indeed, the calculation of the Makkonen model coefficients are different ($\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ values in Eq. 1 will be different) and the *k-factor* should be re-evaluated and averaged specifically for the glaze ice.

Therefore, in the following sections, we limit our estimation of aerodynamic losses solely to purely dry ice accretion, i.e., the cases described in Table 4.

The effect of temperature on both ice accretion (around the cylinder and the airfoil) is insignificant in the rime ice zone. This conclusion is also valid for the values of the *k-factor*; it can be averaged for several temperatures when just rime ice is accreted.

3.2.2. Aerodynamic Losses Estimation

We are presenting in this section a new method to evaluate aerodynamic coefficients of an iced airfoil based on the correlation with the analytical prediction of ice accretion mass on an equivalent cylinder (Makkonen's ISO 12494 empirical model). First, the aerodynamic coefficients are estimated using the *k-factor* relatively to a representative case based on relations in (Eq. 17). Then, the estimated aerodynamic coefficients are compared with the corresponding CFD numerical results for the weather conditions above to validate the approach based on the averaged *k-factor*.

To carry out the calculations using the averaged *k-factor* as an empirical correlation, the scenario of -10°C was taken as reference, and the following transfer equations of the aerodynamic coefficients are proposed (Eq. 17):

$$C_{l_i} = \frac{m_{a_r}}{k \cdot m_{c_i}} C_{l_r} \quad C_{d_i} = k \frac{m_{c_i}}{m_{a_r}} C_{d_r} \quad \text{Eq. 17}$$

Here, *k* is the average *k-factor*, C_{l_i} and C_{d_i} respectively represent the lift coefficient and the drag coefficient for the scenario to be evaluated, while C_{l_r} and C_{d_r} are the lift coefficient and the drag coefficient for the iced airfoil of the reference case. m_{c_i} is the ice mass accreted around the cylinder for the considered weather conditions scenario, and m_{a_r} is the ice mass accreted around the airfoil of the reference case.

The results are presented in Figure 8 and Figure 9. The behavior of the aerodynamic coefficients, lift, and drag, are as expected for iced airfoils. A decrease or loss in the lift coefficient and an increase

in the drag coefficient are observed (see Figure 8). The results of this methodology are compared to the full CFD calculations carried out in ANSYS FENSAP-ICE. The comparison was made for the multi-shot cases to opt for more accurate results. Also, according to the literature, using this methodology with the Beading model in ANSYS FENSAP-ICE provides more reliable ice accretion simulation. Each interval (shot) considers the changes in the spatial and temporal distribution of surface roughness around the airfoil.

A good correlation between full CFD computation and *k-factor* approximation was found for the lift coefficient, as seen in Figure 8. The lift coefficient losses were slightly underestimated for the higher angles of attack for most temperature scenarios. This can be explained by how the airfoil flow calculations are performed in FENSAP-ICE for the contaminated airfoils. At angles of attack greater than 10° , airfoils are more susceptible to work near stall conditions. This methodology does not consider the separation phenomenon that negatively affects the icing-contaminated airfoil flows at higher angles of attack. However, the maximum observed solution error was about 8% at a 15° angle of attack.

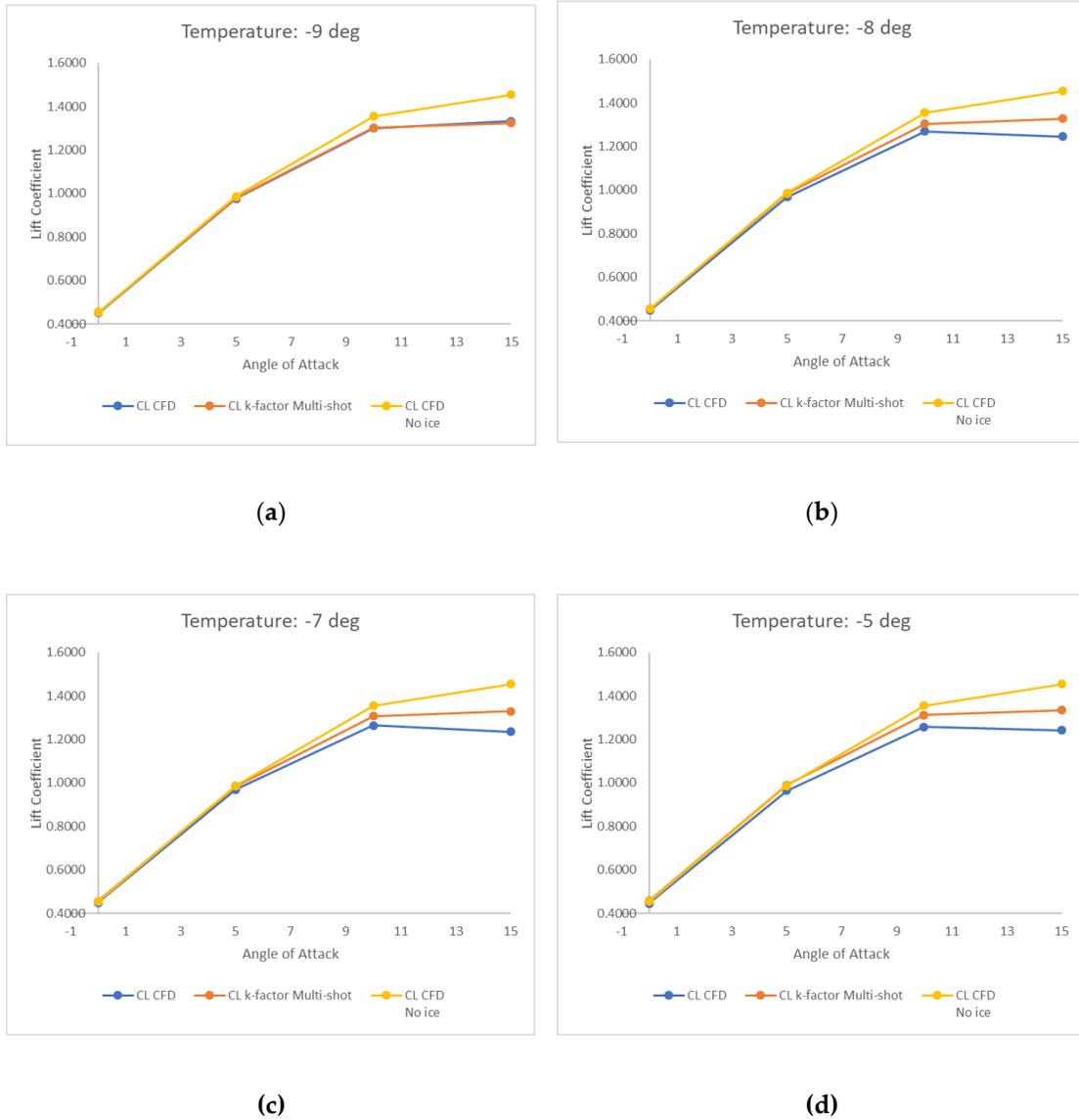


Figure 8. Lift coefficient losses with multi-shot approach (a) -9°C; (b) -8°C; (c) -7°C; (d) -5°C.

We also notice a good correlation between full CFD computation and k-factor approximation for the drag coefficient illustrated in Figure 9. Again, the drag coefficient losses were slightly underestimated for angles of attack higher than 10° for a few temperature scenarios. Nevertheless, the maximum observed solution error was about 12% for the scenario of -5°C. Even though this scenario has been excluded from the averaging, the model estimation of the aerodynamic losses is reasonable. However, for the wet regime of ice scenarios, a different

averaging of the k -factor is required. Finally, Makkonen's model adopted in this study is limited to in-cloud icing (medium to large droplets) [14]. Limitations of the Makkonen model concerning Stokes number, Langmuir parameter, and others used in this study are described by Weiß [30].

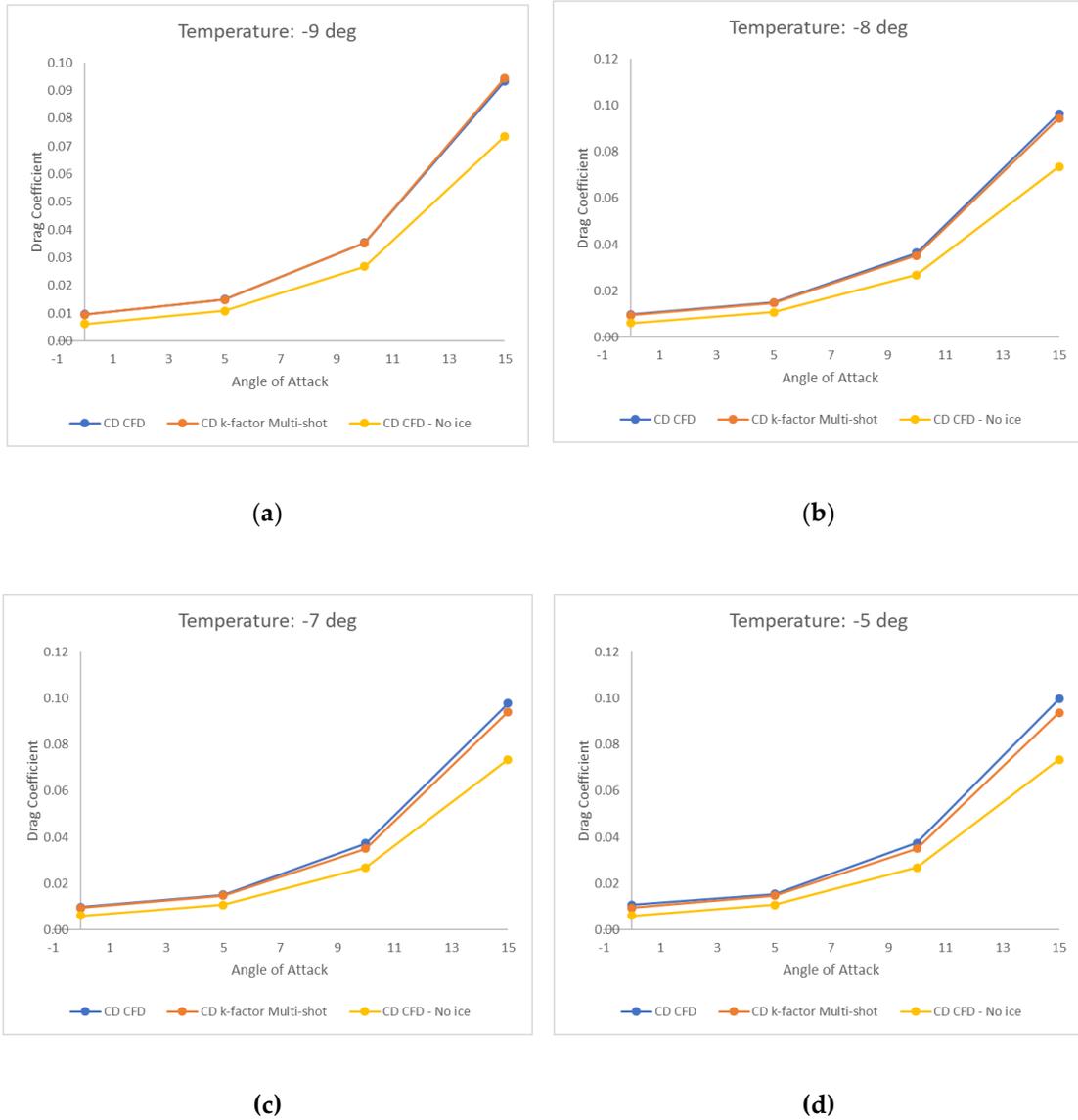


Figure 9. Drag coefficient increases with multi-shot approach. (a) -9°C ; (b) -8°C ; (c) -7°C ; (d) -5°C

4. Conclusions

In this research paper, a conversion *k-factor* between ice accretion around a cylinder and on a NACA 64 618 wind turbine blade's airfoil is calculated for multiple icing conditions. The *k-factor* was averaged for various temperature scenarios in the dry icing zone regime. The averaged value has been validated with CFD simulations to quickly estimate the aerodynamic losses of wind turbine blades under different icing conditions. Two transfer equations were presented and validated for this purpose.

Regarding the CFD methodology, we notice a significant dependence of the conversion factor on the simulation approach, and further study is needed to enhance that averaging. Consequently, the multi-shot approach is adopted along with the Beading model in ANSYS FENSAP-ICE for the averaging and validation.

The result showed little dependence of this factor on the temperature in the dry icing regime. Accordingly, the *k-factor* can be averaged for several temperature scenarios as long as the regime of ice accretion doesn't change. When dealing with the two regimes of ice accretion (dry and wet), it is highly recommended to average the *k-factor* for each regime separately.

Using the *k-factor* to estimate the aerodynamic losses due to icing yielded encouraging results. However, further studies are required to enhance the application of this method for other airfoils and ice accretion conditions. The results are constrained to the study's geometrical characteristics and specific ice accretion conditions. Additional investigations and correlations of the *k-factor* with CFD numerical solutions should be conducted for other airfoils and ice accretion conditions to refine this methodology.

The proposed method is also restricted by the limitations of the Makkonen model adopted in this study. Regarding the climatic phenomena provoking icing, the Makkonen model is convenient for in-cloud icing (medium to large droplets). Therefore, special care should be taken when applying the method to different meteorological conditions.

The authors recommend validating the study for a different airfoil, the S802 of the NREL Phase VI wind turbine blades [45], which has been widely investigated numerically and experimentally in numerous icing studies [6, 46-49].

The proposed method can be beneficial for quick estimation of aerodynamic losses due to icing, with little computational cost. The approach is particularly suitable for implementing real-time ice accretion prediction and its effect on blade aerodynamics. Rapid evaluation of these icing effects can optimize the mitigation strategies in wind turbine operation.

Author Contributions: Conceptualization, F.M.; methodology, F.M.; software, L.T.C.M. and F.M.; validation, F.M. and L.T.C.M.; formal analysis, F.M.; investigation, F.M.; resources, F.M. and L.T.C.M.; data curation, F.M.; writing—original draft preparation, F.M. and L.T.C.M.; writing—review and editing, F.M. and A.I.; supervision, H.I., A.I.; project administration, A.I. All authors have read and agreed to the published version of the manuscript. Authorship must be limited to those who have contributed substantially to the work reported.

Conflicts of Interest: The authors declare no conflict of interest.

References

- [1] L. Makkonen, "Models for the growth of rime, glaze, icicles and wet snow on structures," *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 358, no. 1776, pp. 2913-2939, 15 November 2000, doi: 10.1098/rsta.2000.0690.
- [2] W. Han, J. Kim, and B. Kim, "Study on correlation between wind turbine performance and ice accretion along a blade tip airfoil using CFD," *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, vol. 10, no. 2, p. 023306, 2018, doi: 10.1063/1.5012802.
- [3] P. Sokolov, J. Y. Jin, and M. S. Virk, "On the empirical k-factor in ice accretion on wind turbines: A numerical study," in *2017 2nd International Conference on Power and Renewable Energy (ICPRE)*, 2017: IEEE, pp. 417-421.
- [4] M. C. Pedersen and C. Yin, "Preliminary Modelling Study of Ice Accretion on Wind Turbines," *Energy Procedia*, vol. 61, pp. 258-261, 2014, doi: 10.1016/j.egypro.2014.11.1102.
- [5] M. C. Pedersen and H. Sørensen, "Towards a CFD Model for Prediction of Wind Turbine Power Losses due to Icing in Cold Climate," presented at the 16th International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery, Honolulu, United States, 2016. [Online]. Available: http://isromac-isimet.univ-lille1.fr/upload_dir/finalpaper/359.FINALmarie_cecilie_pedersen_ISROMAC16.pdf.
- [6] P. Fu and M. Farzaneh, "A CFD approach for modeling the rime-ice accretion process on a horizontal-axis wind turbine," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 98, no. 4-5, pp. 181-188, 2010, doi: 10.1016/j.jweia.2009.10.014.
- [7] M. Virk, U. Mughal, Q. Hu, and X. Jiang, "Multiphysics Based Numerical Study of Atmospheric Ice Accretion on a Full Scale Horizontal Axis Wind Turbine Blade," *The International Journal of Multiphysics*, vol. 10, no. 3, pp. 237-246, 09/30 2016, doi: 10.21152/1750-9548.10.3.237.

- [8] V. Turkia, S. Huttunen, and T. Wallenius, "Method for estimating wind turbine production losses due to icing," *VTT Technical Research Centre of Finland*, vol. 114, p. 44, 2013. [Online]. Available: <https://www.vttresearch.com/sites/default/files/pdf/technology/2013/T114.pdf>.
- [9] M. C. Homola, M. S. Virk, T. Wallenius, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "Effect of atmospheric temperature and droplet size variation on ice accretion of wind turbine blades," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 98, no. 12, pp. 724-729, 2010, doi: 10.1016/j.jweia.2010.06.007.
- [10] A. Zanon, M. De Gennaro, and H. Kühnelt, "Wind energy harnessing of the NREL 5 MW reference wind turbine in icing conditions under different operational strategies," *Renewable Energy*, vol. 115, pp. 760-772, 2018, doi: 10.1016/j.renene.2017.08.076.
- [11] J. Y. Jin, M. S. Virk, Q. Hu, and X. Jiang, "Study of Ice Accretion on Horizontal Axis Wind Turbine Blade Using 2D and 3D Numerical Approach," *IEEE Access*, vol. 8, pp. 166236-166245, 2020, doi: 10.1109/access.2020.3022458.
- [12] R. Hann, R. J. Hearst, L. R. Sætran, and T. Bracchi, "Experimental and Numerical Icing Penalties of an S826 Airfoil at Low Reynolds Numbers," *Aerospace*, vol. 7, no. 4, 2020, doi: 10.3390/aerospace7040046.
- [13] C. Son and T. Kim, "Development of an icing simulation code for rotating wind turbines," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 203, 2020, doi: 10.1016/j.jweia.2020.104239.
- [14] ISO12494., "Atmospheric icing of structures. Geneva, ISO. 56 p.," 2001
- [15] N. Davis, "Icing impacts on wind energy production," 2014.
- [16] C. Arbez, M. Clément, C. Godreau, N. Swytink-Binnema, K. Tete, and M. Wadham-Gagnon, "Development and validation of an ice prediction model for wind farms," *Natural Resources Canada Tech. Rep*, 2016.
- [17] Natural Resources Canada. "Energy and Greenhouse Gas Emissions (GHGs)." <https://www.nrcan.gc.ca/science-data/data-analysis/energy-data-analysis/energy-facts/energy-and-greenhouse-gas-emissions-ghgs/20063#shr-pg0> (accessed 19 August 2021).
- [18] T. Burton, N. Jenkins, D. Sharpe, and E. Bossanyi, "Aerodynamics of Horizontal Axis Wind Turbines," in *Wind Energy Handbook*, 2nd ed.: John Wiley & Sons, 2011, pp. 39-136.
- [19] M. C. Homola, T. Wallenius, L. Makkonen, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "The relationship between chord length and rime icing on wind turbines," *Wind Energy*, vol. 13, no. 7, pp. 627-632, 2010, doi: 10.1002/we.383.
- [20] S. Barber, Y. Wang, S. Jafari, N. Chokani, and R. S. Abhari, "The Effect of Icing on Wind Turbine Performance and Aerodynamics," in *European Wind Energy Conference (EWEC)*, Warsaw, Poland, 2010, p. 11.
- [21] G. M. Ibrahim, K. Pope, and Y. S. Muzychka, "Effects of blade design on ice accretion for horizontal axis wind turbines," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 173, pp. 39-52, 2018, doi: 10.1016/j.jweia.2017.11.024.
- [22] P. Sokolov, J. Y. Jin, and M. S. Virk, "Accreted ice mass ratio (k-factor) for rotating wind turbine blade profile and circular cylinder," *Wind Energy*, vol. 22, no. 4, pp. 447-457, 2019, doi: <https://doi.org/10.1002/we.2298>.
- [23] D. Switchenko, W. Habashi, T. Reid, I. Ozcer, and G. Baruzzi, "FENSAP-ICE Simulation of Complex Wind Turbine Icing Events, and Comparison to Observed Performance Data," presented at the 32nd ASME Wind Energy Symposium, 2014.
- [24] László E. Kollár and F. O. S. Santos, "Consideration of Icing in the Design of Wind Turbine Blade Sections," in *IWAIS 2019*, Reykjavik, 2019: Proceedings - Int. Workshop on Atmospheric Icing of Structures, p. 6. [Online]. Available: https://iwais2019.is/images/Papers/036_Paper_KollarLE_IWAIS2019.pdf. [Online]. Available: https://iwais2019.is/images/Papers/036_Paper_KollarLE_IWAIS2019.pdf
- [25] Q. Wang *et al.*, "Simulation and analysis of wind turbine ice accretion under yaw condition via an Improved Multi-Shot Icing Computational Model," *Renewable Energy*, vol. 162, pp. 1854-1873, 2020, doi: 10.1016/j.renene.2020.09.107.

- [26] F. Martini, L. Contreras, A. Ilinca, and A. Awada, "REVIEW OF STUDIES ON THE CFD-BEM APPROACH FOR ESTIMATING POWER LOSSES OF ICED-UP WIND TURBINES," *International Journal of Advanced Research*, vol. 9, pp. 633-652, 09/30 2021, doi: 10.21474/IJAR01/13462.
- [27] F. Martini, L. T. Contreras Montoya, and A. Ilinca, "Review of Wind Turbine Icing Modelling Approaches," *Energies*, vol. 14, no. 16, p. 5207, 2021. [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/1996-1073/14/16/5207>.
- [28] J. Jonkman, S. Butterfield, W. Musial, and G. Scott, "Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development,"; National Renewable Energy Lab. (NREL), Golden, CO (United States), NREL/TP-500-38060; TRN: US200906%%69 United States 10.2172/947422 TRN: US200906%%69 NREL English, 2009. [Online]. Available: <https://www.osti.gov/servlets/purl/947422>
- [29] M. A. Drage and G. Hauge, "Atmospheric icing in a coastal mountainous terrain. Measurements and numerical simulations, a case study," *Cold Regions Science and Technology*, vol. 53, no. 2, pp. 150-161, 2008.
- [30] C. S. Weiß, "Quantifying the uncertainty of empirical models for the icing on structures and wind turbine blades," uniwien, 2018.
- [31] L. Battisti, *Wind turbines in cold climates: Icing impacts and mitigation systems*. Springer, 2015.
- [32] *ANSYS FENSAP-ICE User Manual, R1*. (2020). ANSYS, Inc. Accessed: August 19th, 2021. [Online]. Available: <http://www.ansys.com>
- [33] J. Y. Jin and M. S. Virk, "Study of ice accretion along symmetric and asymmetric airfoils," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 179, pp. 240-249, 2018, doi: 10.1016/j.jweia.2018.06.004.
- [34] G. Fortin and J. Perron, "Wind turbine icing and de-icing," in *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, 2009, p. 274.
- [35] F. Martini, D. Ramdenee, H. Ibrahim, and A. Ilinca, "A lagrangean interactive interface to evaluate ice accretion modeling on a cylinder-a test case for icing modeling on wind turbine airfoils," in *2011 IEEE Electrical Power and Energy Conference*, 2011: IEEE, pp. 456-461.
- [36] R. Clift and W. Gauvin, "Motion of entrained particles in gas streams," *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, vol. 49, no. 4, pp. 439-448, 1971.
- [37] W. G. Habashi, F. Morency, and H. Beaugendre, "FENSAP-ICE: a comprehensive 3D Simulation Tool for In-flight Icing," in *7th International Congress of Fluid Dynamics and Propulsion, Sharm-El-Sheikh, Egypt*, 2001, pp. 1-7.
- [38] H. Beaugendre, F. Morency, and W. G. Habashi, "Development of a second generation in-flight icing simulation code," 2006.
- [39] J. Shin, B. Berkowitz, H. Chen, and T. Cebeci, "Prediction of ice shapes and their effect on airfoil performance," in *29th Aerospace Sciences Meeting*, 1991, p. 264.
- [40] V. Turkia, S. Huttunen, and T. Wallenius, "Method for estimating wind turbine production losses due to icing," 2013.
- [41] M. C. Homola, M. S. Virk, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "Performance losses due to ice accretion for a 5 MW wind turbine," *Wind Energy*, vol. 15, no. 3, pp. 379-389, 2012, doi: 10.1002/we.477.
- [42] M. E. Harrison, W. M. J. Batten, L. E. Myers, and A. S. Bahaj, "Comparison between CFD simulations and experiments for predicting the far wake of horizontal axis tidal turbines," *IET Renewable Power Generation*, vol. 4, no. 6, pp. 613-627. [Online]. Available: <https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/iet-rpg.2009.0193>
- [43] B. Suatean, A. Colidiuc, and S. Galetuse, "CFD methods for wind turbines," *AIP Conference Proceedings*, vol. 1493, no. 1, pp. 998-1002, 2012, doi: 10.1063/1.4765609.
- [44] F. Menter, "Zonal Two Equation k-w Turbulence Models For Aerodynamic Flows," presented at the 23rd Fluid Dynamics, Plasmadynamics, and Lasers Conference. [Online]. Available: <https://arc.aiaa.org/doi/abs/10.2514/6.1993-2906>.
- [45] M. M. Hand *et al.*, "Unsteady Aerodynamics Experiment Phase VI WindTunnel Test Configurations and Available Data Campaigns," National Renewable Energy Laboratory - NREL, 2001. [Online]. Available: <https://www.nrel.gov/docs/fy02osti/29955.pdf>

- [46] T. Reid, G. Baruzzi, I. Ozcer, D. Switchenko, and W. Habashi, "FENSAP-ICE Simulation of Icing on Wind Turbine Blades, Part 1: Performance Degradation," presented at the 51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, 2013.
- [47] T. Reid, G. Baruzzi, I. Ozcer, D. Switchenko, and W. Habashi, "FENSAP-ICE Simulation of Icing on Wind Turbine Blades, Part 2: Ice Protection System Design," presented at the 51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition, 2013.
- [48] L. Hu, X. Zhu, J. Chen, X. Shen, and Z. Du, "Numerical simulation of rime ice on NREL Phase VI blade," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 178, pp. 57-68, 2018, doi: 10.1016/j.jweia.2018.05.007.
- [49] Z. Wang and C. Zhu, "Numerical simulation for in-cloud icing of three-dimensional wind turbine blades," *Simulation*, vol. 94, no. 1, pp. 31-41, 2017, doi: 10.1177/0037549717712039.

CHAPITRE 7

METHODE DE PREDICTION DES PERTES AERODYNAMIQUES DES PROFILS GIVRES EN FONCTION DES CONDITIONS METEOROLOGIQUES

Tel que le mentionnent l'introduction, l'objectif de cette étude de recherche consiste dans sa finalité à atteindre un système intelligent, à paramètres réduits, qui permet d'identifier, en temps réel, les conditions météorologiques d'apparition des événements de givrage ainsi que de prédire la forme, le type et la sévérité de l'accrétion de glace et son impact sur les turbines éoliennes afin d'optimiser les scénarios de l'opération des éoliennes dans des conditions givrantes. Dans cette vision, la disponibilité d'une méthode d'estimation des pertes aérodynamiques pour une combinaison de paramètres géométriques de conception, météorologiques et opérationnels de l'éolienne est une étape cruciale afin d'atteindre cet objectif final. Ce chapitre rassemble plusieurs études afin de recommander une stratégie pour créer rapidement une banque de données des pertes aérodynamiques dans plusieurs scénarios de conditions météorologiques sans avoir besoin d'analyser les profils givrés à l'aide de simulations CFD coûteuses.

7.1 ACCRETION DE GLACE SUR UN COLLECTEUR DE REFERENCE - CYLINDRE

Au cours des deux dernières décennies, les recherches ont apporté une meilleure compréhension de la physique de l'accrétion de glace y compris la phase liquide. Le modèle de givrage de Makkonen [21] constitue la base théorique des calculs d'accumulation de glace, pour finalement déterminer le taux d'accumulation de glace une structure [72]. Il est basé sur trois ratios : l'efficacité de la collision, l'efficacité de la collection et l'efficacité de l'accrétion. Ce modèle a récemment été mis à jour pour inclure un traitement plus détaillé de la croissance de neige mouillée. Cette flexibilité permet au modèle d'être utilisé pour une large gamme de problèmes de givrage [39]. Comme les modèles d'accrétion simplifiés peuvent être exécutés

rapidement, ces modèles sont souvent couplés à des modèles de prévision numérique de la météo (Numerical Weather Prediction - NWP) pour fournir une estimation du risque dans différentes conditions météorologiques [39].

L'étude de trajectoires des gouttelettes d'eau en surfusion et leur impact sur le cylindre est essentielle pour comprendre la physique du mécanisme d'accrétion et l'interaction des gouttelettes avec les pales de l'éolienne lors du givrage [81]. Les calculs de l'efficacité de collection locale pour un cylindre dans des nuages de gouttelettes d'eau surfondus en utilisant l'équation proposée par Lozowski, et al. [66] et [27] dans les deux régimes d'accrétion (sec et humide), sont utilisés comme première approximation de l'accrétion de glace sur différents objets [82, 83]. Ultérieurement, le modèle de Makkonen and Poots [21] est développé basé sur trois ratios types d'efficacité. Ce modèle analytique validé et référencé dans la norme ISO 12494 est ensuite largement utilisé pour une large gamme de problèmes de givrage [39]. Ce modèle simplifié peut être exécuté rapidement pour fournir une estimation rapide de pertes aérodynamiques dans différentes conditions météorologiques. Par conséquent, avant de passer à l'analyse de l'interaction des gouttelettes avec des structures complexes, il est recommandé de profiter de ce type de modèle simplifié et de travailler avec des cylindres en écoulement croisé, de dériver et de discuter des quantités telles que l'efficacité de collection locale, l'efficacité globale de la stagnation et la quantité résultante d'eau capturée par l'objet. Ce cas est pertinent car le cylindre ressemble à la zone du bord d'attaque de certains profils [11]. Le rayon du bord d'attaque du profil est considéré par Sokolov, et al. [26] comme le rayon du cylindre (Figure 39). Arbez, et al. [28] ont utilisé un cylindre de 48,5 mm de diamètre pour modéliser l'accrétion de glace, alors que WRF ont utilisé un cylindre de 30 mm de diamètre, basé sur le standard de la norme ISO12494 [28, 77]

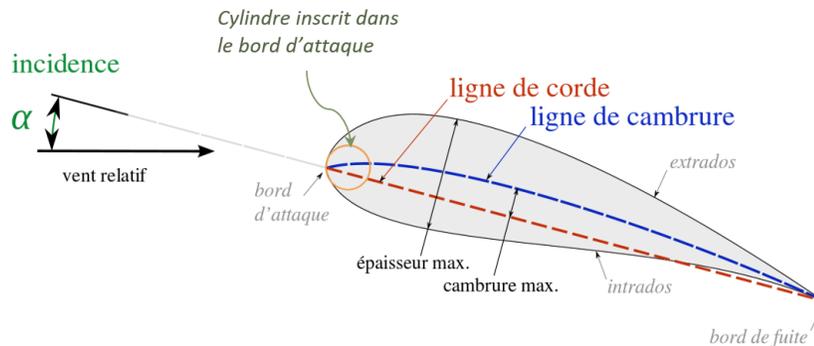


Figure 39. Cylindre inscrit dans le bord d'attaque d'un profil aéronautique.

Une méthode du VTT [20] a utilisé un facteur de conversion entre l'accumulation de glace sur un cylindre et l'accumulation de glace sur une pale d'éolienne rotative pour estimer les effets du givrage sur la production énergétique dans des conditions météorologiques typiques du climat finlandais. Ce facteur a été estimé, moyenné et validé dans l'article du chapitre précédant. La méthode de calcul du *facteur-k* moyenné avec les conditions utilisées sont illustrées à la Figure 42 ci-dessous.

Dans cette partie de l'étude, le modèle de Makkonen a été utilisé pour créer une banque de données des pertes aérodynamiques selon plusieurs scénarios de conditions météorologiques. Un cylindre standard tournant de 30 mm de diamètre a été choisi pour la modélisation basé sur le standard de la norme ISO12494. Le cylindre à rotation lente monté sur un mât rencontrant les mêmes conditions qui amènent à l'accrétion de glace sur une pale d'éolienne est utilisé comme collecteur de référence [78]. L'avantage de choisir un cylindre tournant est que la géométrie a peu d'impact sur le modèle thermique et que l'accrétion est globale au lieu d'être locale, l'accumulation totale du givre est modélisée comme une accrétion qui se répartie uniformément autour du cylindre (cf. Figure 40. Accrétion de glace sur un cylindre fixe (a) vs un cylindre tournant (b)).

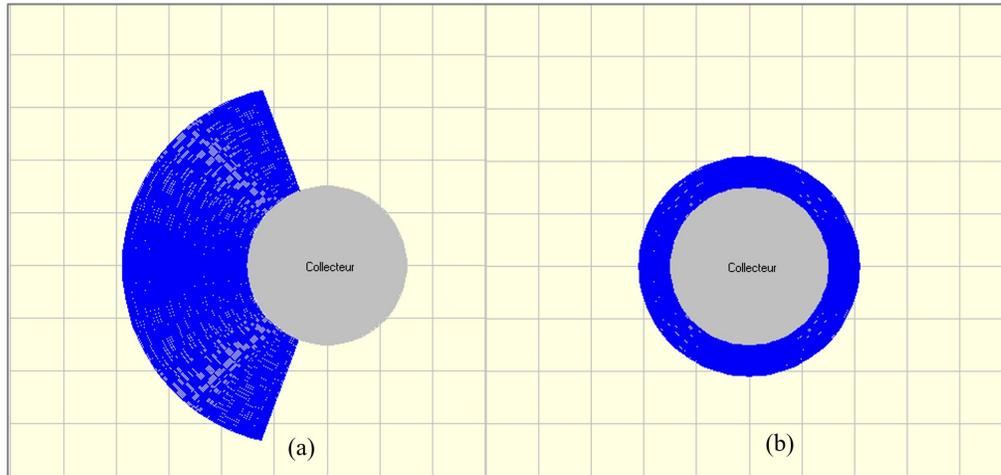


Figure 40. Accrétion de glace sur un cylindre fixe (a) vs un cylindre tournant (b).
 (L'accrétion sur le cylindre est simulée à l'aide d'un logiciel développé par Fortin [58]).
 @Fahed Martini

Le modèle utilisé pour l'accrétion de glace sur un cylindre a été validé et décrit dans l'article dans le chapitre précédent, alors que les détails de la base théorique de la modélisation sont présentées dans Makkonen and Poots [21]

7.2 UTILISATION DU FACTEUR K POUR GENERER UNE BANQUE DE DONNEES SUR LES SCENARIOS DE GIVRAGE

Sur la base des résultats de l'étude du chapitre 5, dans cette étude il a été décidé de considérer la méthodologie de simulation CFD à plusieurs intervalles « Multi-Shot simulation » en utilisant le logiciel FENSAP-ICE. D'autre part, afin de concentrer sur le régime sec de l'accrétion, la zone de température dans laquelle notre banque de données sera élaborée est démontrée sur la Figure 41. Les températures entre -10°C et -5°C sont choisies pour la vitesse du vent de 10 m/s .

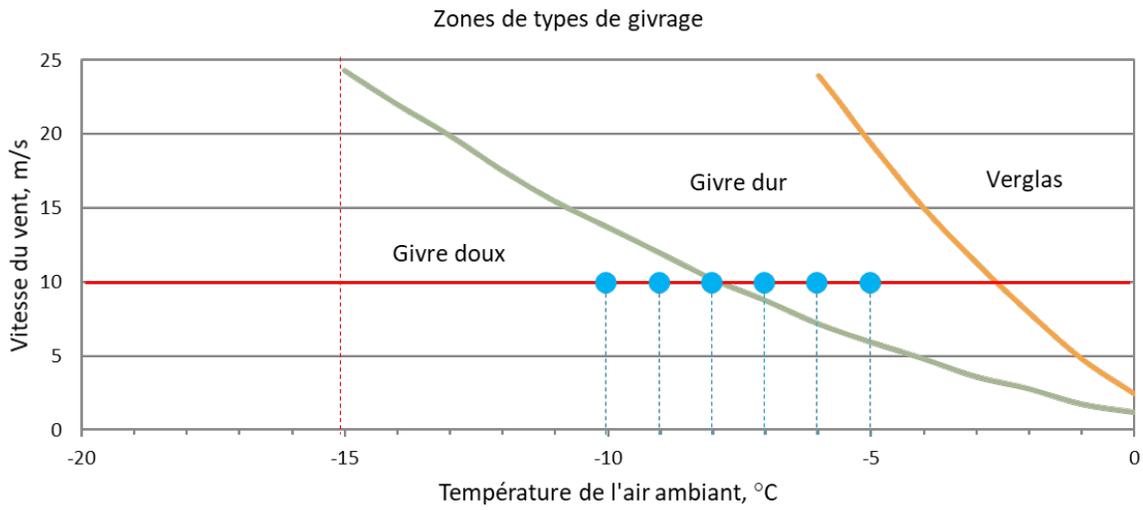


Figure 41. Les scénarios de simulation choisies dans la zone de givre. (Les points en bleu représentent les températures correspondantes à 10 m/s de vitesse de vent). @Fahed Martini

Une comparaison a été faite entre la masse de glace collectée sur le cylindre et celle collectée sur le profil aérodynamique situé dans la section à 97 % de l'envergure de la pale. Cette section qui est à l'extrémité de la pale de l'éolienne NREL 5MW, a un profil NACA 64-618 avec la corde la plus petite et un rapport d'épaisseur sur la corde (t/c) le plus petit des profils des de pale, ainsi qu'une vitesse plus élevée ; Par conséquent, plus d'accumulation de glace a été trouvée dans cette section. Cependant, le profil situé dans la section à 85 % de l'envergure de la pale représente la section qui a la contribution la plus significative à la production d'énergie d'une éolienne [25]. Elle a été également considérée par plusieurs études comme une section représentative de l'accrétion de glace moyenne pour les éoliennes [20, 22-24]. Notre choix de la section était résultant des contraintes de la disponibilité de données pour la validation avec Homola, et al. [61].

La méthode ainsi que les formules développées, les étapes et les calculs nécessaires pour réaliser cette méthode sont présentés en ce qui suit, et elles sont également démontrées sur les schémas dans la Figure 42 et la Figure 44 qui illustrent les étapes de la méthodologie utilisée pour estimer rapidement les caractéristiques aérodynamiques d'un profil givré à l'aide

d'un modèle analytique basé sur les normes ISO 12494. Le modèle, les calculs et la validation ont été présentés dans l'article du chapitre précédent.

7.2.1 Étape 1- Calcul du facteur de conversion moyen (facteur-k) pour le profil NACA 64-618

La première étape consiste à calculer la moyenne du *facteur-k* dans plusieurs scénarios de conditions givrantes. Nous avons estimé numériquement (avec FENSAP-ICE) la masse de glace accumulée sur le profil NACA64-618 ($C=1,149m$) pour cinq scénarios (*Multi-shot seulement*) de température dans les conditions de givrage de l'étude de Homola, et al. [61] :

$$V_r = 75,88 \text{ m/s}, \text{ MVD} = 20 \text{ }\mu\text{m}$$

$$LWC = 0,22 \text{ g/m}^3, \text{ } t = 60 \text{ min}$$

$$T_r = -10^\circ\text{C}, \quad T_r = -9^\circ\text{C}, \quad T_r = -8^\circ\text{C}, \quad T_r = -7^\circ\text{C}, \quad T_r = -6^\circ\text{C}, \\ T_r = -5^\circ\text{C}$$

Les mêmes conditions sont utilisées pour calculer *analytiquement* la masse de glace accumulée sur un collecteur de référence – cylindre en utilisant le modèle de Makkonen (ISO 12494). Puis le facteur de conversion moyen (*facteur-k*) est calculé :

$$k = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{m_a}{m_c}}{n}$$

m_a est la masse d'accrétion de glace sur le profil, estimée par des simulations CFD

m_c est la masse d'accrétion de glace sur le cylindre, calculée analytiquement

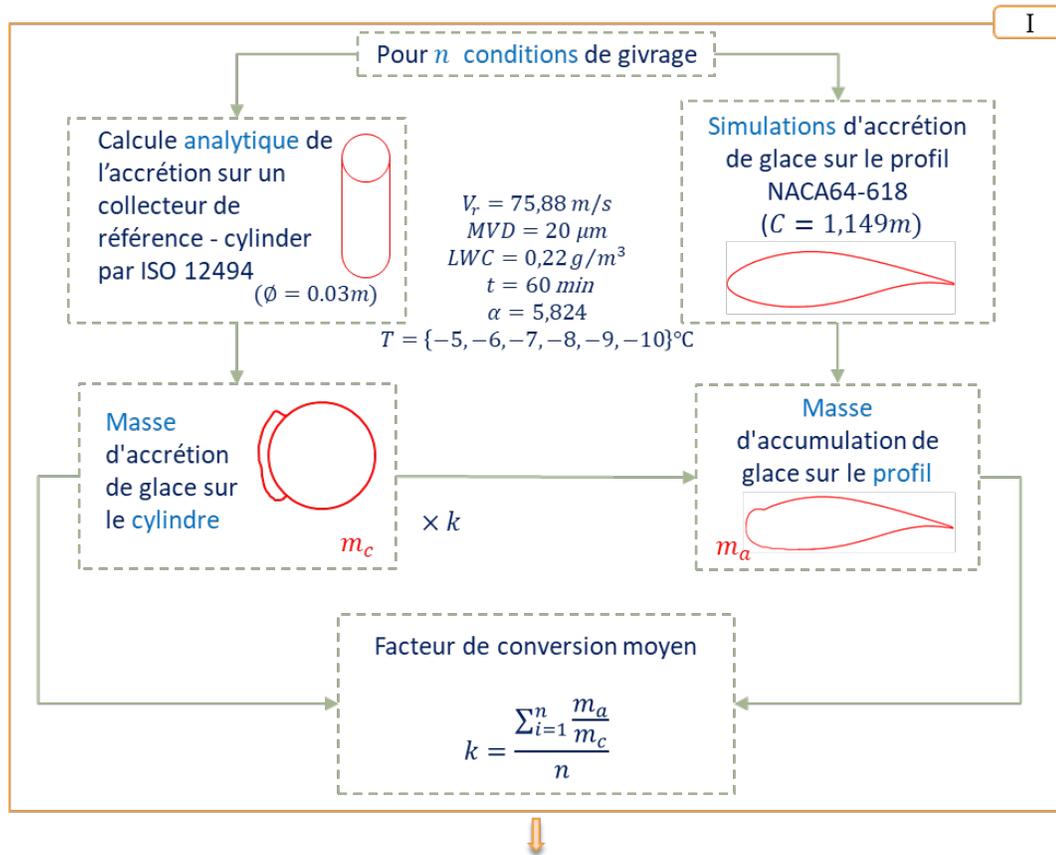


Figure 42. L'étape 1 pour calculer le *facteur-k* moyen. @Fahed Martini

7.2.2 Étape 2- Estimation numérique par CFD pour un cas représentatif

La deuxième étape considère l'estimation via une simulation CFD de la masse d'accrétion de glace sur le profil aérodynamique et les caractéristiques aérodynamiques du profil pour un *cas représentatif* (Figure 43).

- I. Choix des conditions de givrage représentatives

ICE_r :

$V_r = 75,88 \text{ m/s}$, $MVD = 20 \mu m$

$LWC = 0,22 \text{ g/m}^3$, $t = 60 \text{ min}$

$$T_r = -10^\circ\text{C}$$

II. Simulation de l'accrétion de glace sur le profil NACA 64-618

Estimation de :

m_{a_r} , la masse d'accrétion de glace sur le profil dans les conditions du cas représentatif.

C_{l_r} , le coefficient de portance dans les conditions représentatives de givrage.

C_{d_r} , le coefficient de traînée dans les conditions représentatives de givrage.

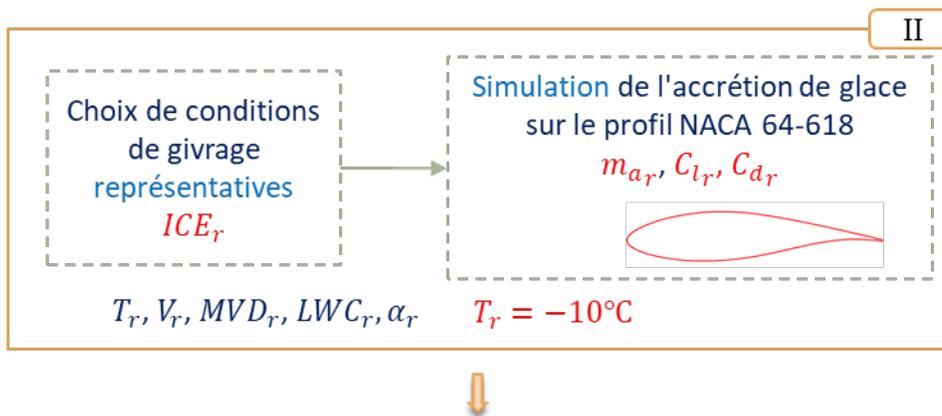


Figure 43. Calcul numérique de la masse de glace et des caractéristiques aérodynamiques du profil pour un cas représentatif. @Fahed Martini

7.2.3 Étape 3- Calculs analytiques de l'accrétion de glace sur un cylindre

La troisième étape consiste à estimer les caractéristiques aérodynamiques du profil aérodynamique pour différents scénarios de conditions de givrage à l'aide du *facteur-k* moyenné et des calculs analytiques de givrage autour du cylindre.

Pour chaque scénario de conditions givrantes $ICE_i (T_i, V_i, MVD_i, LWC_i)$, on doit réaliser les calculs suivants (voir Figure 44):

- I. Calculs de l'accrétion de glace sur un cylindre en utilisant le modèle de Makkonen (ISO 12494) et déduire la masse de glace m_{c_i} accumulée à chaque fois sur le cylindre.
- II. Calculs des caractéristiques aérodynamiques du profil givré correspondantes à chaque scénario de givrage :

$$C_{l_i} = \frac{m_{a_r}}{k \cdot m_{c_i}} C_{l_r}$$

$$C_{d_i} = k \frac{m_{c_i}}{m_{a_r}} C_{d_r}$$

- III. Calculs des pertes aérodynamiques résultantes pour chaque scénario :

$$\%C_{l_i} = \% \left(\frac{C_{l_i, \text{givré}} - C_{l_i, \text{propre}}}{C_{l_i, \text{propre}}} \right)$$

$$\%C_{d_i} = \% \left(\frac{C_{d_i, \text{givré}} - C_{d_i, \text{propre}}}{C_{d_i, \text{propre}}} \right)$$

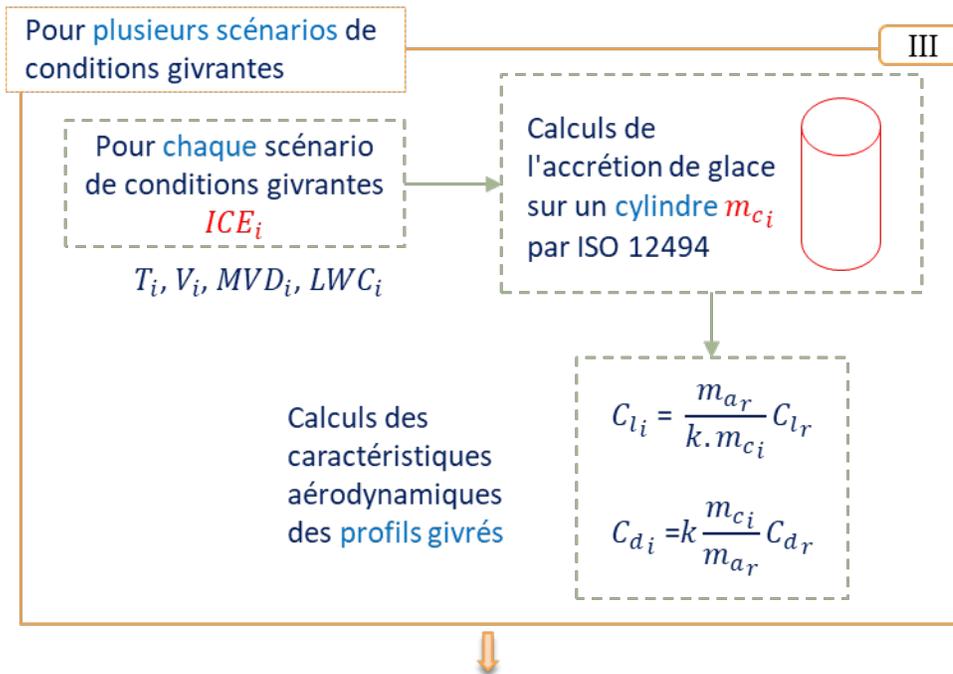


Figure 44. Prédiction des caractéristiques aérodynamiques des profils givrés à l'aide du modèle d'accrétion de glace de la norme ISO 12494 (étapes 2, 3 et 4). @Fahed Martini

7.2.4 Étape 4- Mise en place d'une banque de données de pertes aérodynamiques (modélisation des pertes)

Cette étape consiste à créer une banque de données des pertes aérodynamiques des profils givrés pour plusieurs scénarios de conditions givrantes. L'alimentation de cette librairie des pertes s'est effectuée *rapidement* en appliquant la méthode de calcul expliquée dans ce chapitre sur plusieurs scénarios de conditions givrantes pour un site spécifique.

Après la validation du *facteur-k* moyenné dans le chapitre précédent pour plusieurs scénarios de simulation, et après l'estimation de la masse de glace accumulée sur le profil NACA 64-618 et la validation des caractéristiques aérodynamiques résultantes dans des conditions givrantes représentatives, il a été décidé d'estimer les pertes aérodynamiques du profil NACA 64-618 givré en fonction des conditions météorologiques observées dans un site spécifique des parcs éoliens. Des scénarios choisie des données météorologiques (V, T, MVD, LWC) résultante d'une campagne de mesure dans des conditions givrantes à

Murdochville sont considérés [35]. Le diamètre volumétrique médian des gouttelettes d'eau MVD et le teneur en eau liquide ont été estimés par des corrélations empiriques sous brouillards givrants et de conditions de neige fondante [35].

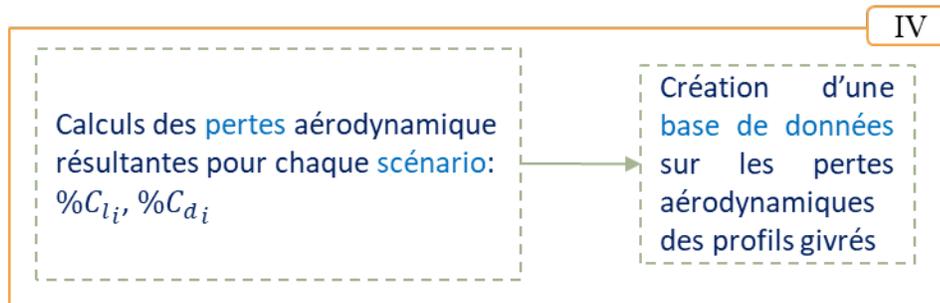


Figure 45. Création d'une banque de donnée sur les pertes aérodynamique en plusieurs conditions météorologiques. @Fahed Martini

7.3 RESULTATS ET CONCLUSION

Par rapport à la banque de données créée dans le chapitre 5, on remarque que le nombre des paramètres d'entrée est réduit dans cette banque de données. En fait, les données précédentes étaient plus variables vu qu'elles sont le résultat de plusieurs études de simulation. Les paramètres considérés dans la première banque de données étaient : $(V_r, T, LWC, MVD, \frac{k}{c}, t, c \text{ et } \alpha)$. Cette fois on était limité à un profil de taille spécifique ($c = 1.149 \text{ m}$) car l'estimation du *facteur-k* moyen, tel que le prouve notre travail dans l'article du chapitre précédent, ne demeurera pas constat si l'on change la géométrie du profil. Le temps d'accrétion est pris de 1 heure (3600 sec) pour tous les scénarios. Donc l'influence du temps n'a pas été prise en considération dans cette étude afin de réduire et le nombre des paramètres au minimum. Cependant, si le temps d'accrétion change, on doit créer une banque de données différente pour chaque période d'accrétion ou introduire ce paramètre comme facteur clé. Pourtant, le facteur de rugosité qui était déclaré dans les chapitres 2, 3 et 4 comme un facteur crucial dans la précision des simulations d'accrétion de glace, ce facteur n'était pas parmi les paramètres clés dans notre banque de données. Le facteur de rugosité doit évidemment être implicitement bien considéré et couplé avec l'approche de simulation à

plusieurs intervalles « Multi-Shot » lors de la simulation CFD dans la première partie de cette méthode pour estimer le *facteur-k*, et évidemment dans la deuxième étape aussi, lors de la simulation du cas représentatif. Les paramètres d'entrée sont donc limités dans notre étude à : V_r, T, MVD, LWC et α . Le Figure 46 présente un extrait de la banque de données pour un groupe de conditions météorologiques analysé avec le réseau de neurones artificiels dans le chapitre 8. Les résultats sont présentés comme pourcentage de pertes calculées pour quatre angles d'attaque.

Vair	T	LWC	MVD	AoA = 0 degres				AoA = 5 degres				AoA = 10 degres				AoA = 15 degres			
				CL	CD	CL%	CD%	CL	CD	CL%	CD%	CL	CD	CL%	CD%	CL	CD	CL%	CD%
10	-7,5	0,2	25	0,35	0,0123	-0,22	101%	0,76	0,0192	-0,23	76%	1,01	0,0454	-0,25	69%	1,03	0,1217	-0,29	783%
20	-10	0,2	19	0,17	0,0259	-0,63	322%	0,36	0,0403	-0,63	270%	0,48	0,0954	-0,64	256%	0,49	0,2556	-0,66	2963%
15	-9	0,6	23	0,07	0,0629	-0,85	924%	0,15	0,0979	-0,85	799%	0,20	0,2317	-0,85	763%	0,20	0,6205	-0,86	8905%
13	-8	0,2	25	0,23	0,0186	-0,49	202%	0,51	0,0289	-0,49	166%	0,67	0,0684	-0,50	155%	0,68	0,1832	-0,53	1785%
8	-7	0,2	30	0,40	0,0110	-0,13	78%	0,86	0,0170	-0,13	57%	1,14	0,0404	-0,16	50%	1,16	0,1081	-0,20	562%
20	-6	0,2	18	0,18	0,0240	-0,60	291%	0,39	0,0374	-0,60	244%	0,52	0,0885	-0,62	230%	0,53	0,2371	-0,64	2662%
15	-5	0,6	23	0,07	0,0626	-0,85	920%	0,15	0,0975	-0,85	795%	0,20	0,2307	-0,85	760%	0,20	0,6179	-0,86	8863%
16	-5,6	0,7	20	0,06	0,0678	-0,86	1004%	0,14	0,1055	-0,86	869%	0,18	0,2497	-0,86	831%	0,19	0,6688	-0,87	9691%
9	-5,7	0,2	30	0,33	0,0131	-0,27	113%	0,72	0,0204	-0,27	87%	0,95	0,0482	-0,30	80%	0,97	0,1292	-0,33	906%
8	-5,8	0,2	30	0,40	0,0109	-0,13	78%	0,86	0,0170	-0,13	56%	1,14	0,0403	-0,16	50%	1,16	0,1079	-0,20	560%
8	-6,2	0,48	33	0,15	0,0293	-0,67	377%	0,32	0,0456	-0,67	319%	0,43	0,1079	-0,69	302%	0,43	0,2890	-0,70	3508%
12	-7,2	0,48	33	0,08	0,0521	-0,82	748%	0,18	0,0811	-0,82	645%	0,24	0,1919	-0,82	615%	0,24	0,5139	-0,83	7170%

Figure 46. Extrait de la 2ème banque de données. @Fahed Martini

CHAPITRE 8

PREDICTION DES PERTES AERODYNAMIQUES PAR RESEAUX DE NEURONES ARTIFICIELS

Dans ce chapitre, l'utilisation d'algorithmes d'optimisation de réseau neuronal pour prédire les pertes aérodynamiques des profils des pales d'éoliennes dans des scénarios de conditions de givrage variables est présentée. Cette phase consiste à bonifier des banques de données sur les profils givrés créés dans les chapitres 5 et 7 pour examiner la possibilité de corréler les pertes aérodynamiques résultantes avec les paramètres de simulation.

Pour modéliser un réseau de neurones, il faut présenter les facteurs indépendants à l'entrée pour obtenir une sortie MISO (entrées multiples - sortie unique) ou des sorties MIMO (entrées multiples - sorties multiples) qui donneront un résultat distinct ou multiforme. La présence de plusieurs facteurs indépendants et de plusieurs sorties dépendantes de ces facteurs fait référence à un système MIMO « multiples input multiples output ».

8.1 RÉSEAUX DE NEURONES POUR LA PREMIÈRE BANQUE DE DONNÉES OBTENUE PAR LA LITTÉRATURE

La première banque de données a été alimentée par les résultats extraits des études de simulation CFD du givrage trouvées dans la littérature sur le profil NACA 64-618. Ces résultats ont été obtenus selon plusieurs acteurs dans le domaine du givrage des éoliennes. La banque de données a été préparée avec des valeurs de pourcentage de pertes aérodynamiques $\%C_l$ et $\%C_d$ selon les cinq paramètres d'entrée (V_r , T , LWC , MVD). Un exemple des données apparaît dans la Figure 47. Nous avons appliqué cette banque de données avec l'application JustNN. L'entrée se compose de 5 facteurs indépendants. Un réseau de 3 couches cachées se compose de [5,1,2] neurones. La sortie se compose de 2 facteurs dépendants. Nous avons obtenu les résultats apparaissant dans la Figure 48.

On remarquera que les résultats de %Cl de 68.8599 et %Cd de 53.9774 sont assez éloignés de ceux de la ligne #3. On retrouve une erreur de 17.04 % pour Cl et une erreur de 25 % pour %Cd. La Figure 49 et la Figure 50 donnent les paramètres qui ont servi à former le réseau de neurones. La base d'entraînement était constituée de 76 scénarios et la base de validation de 102 scénarios pour un total de 195 scénarios. On retrouve donc 17 scénarios qui ont été mis de côté parce qu'étant en dehors des échelles calculées par l'application JustNN.

	Vr	T	LWC	MVD	AOA (deg)	%Cl	%Cd
#0	30,352	-8	0,05	18,1	0	-95.0000	92.0000
#1	61,463	-6	0,041	15,5	0	-89.0000	83.0000
#2	33,387	-4	0,067	19,5	0	-91.0000	86.0000
#3	62,222	-2	0,055	18,7	0	-83.0000	72.0000
#4	41,734	-2	0,018	21,1	0	-96.0000	94.0000
#5	60,704	-8	0,05	20	0	-84.0000	74.0000
#6	60,704	-6	0,05	20	0	-84.0000	74.0000
#7	60,704	-4	0,05	20	0	-84.0000	74.0000
#8	60,704	-2	0,05	20	0	-84.0000	74.0000
#9	60,704	-57	0,242	40,5	0	-48.0000	16.0000
#10	30,352	-8	0,05	18,1	5	-95.0000	93.0000
#11	61,463	-6	0,041	15,5	5	-89.0000	85.0000
#12	33,387	-4	0,067	19,5	5	-91.0000	88.0000
#13	62,222	-2	0,055	18,7	5	-83.0000	76.0000
#14	41,734	-2	0,018	21,1	5	-96.0000	95.0000
#15	60,704	-8	0,05	20	5	-84.0000	77.0000
#16	60,704	-6	0,05	20	5	-84.0000	77.0000
#17	60,704	-4	0,05	20	5	-84.0000	77.0000

Figure 47. Extrait de de la première banque de données obtenue de la littérature. @Fahed Martini

	Vr	T	LWC	MVD	AOA (deg)	%Cl	%Cd
Query	62,222	-2	0,055	18,7	0	-68.8599	53.9774
#0	30,352	-8	0,05	18,1	0	-95.0000	92.0000
#1	61,463	-6	0,041	15,5	0	-89.0000	83.0000
#2	33,387	-4	0,067	19,5	0	-91.0000	86.0000
#3	62,222	-2	0,055	18,7	0	-83.0000	72.0000
#4	41,734	-2	0,018	21,1	0	-96.0000	94.0000
#5	60,704	-8	0,05	20	0	-84.0000	74.0000

Figure 48. Résultat de requête avec la ligne #3. @Fahed Martini

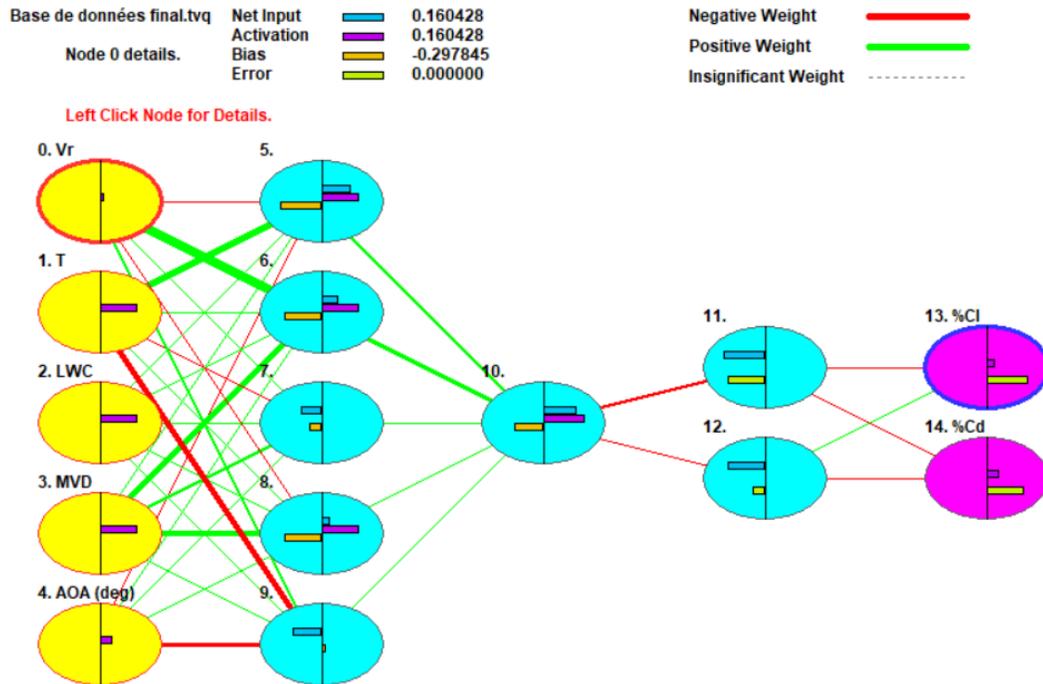


Figure 49: La configuration du réseau de neurones pour la banque de données obtenue de la littérature. @Fahed Martini

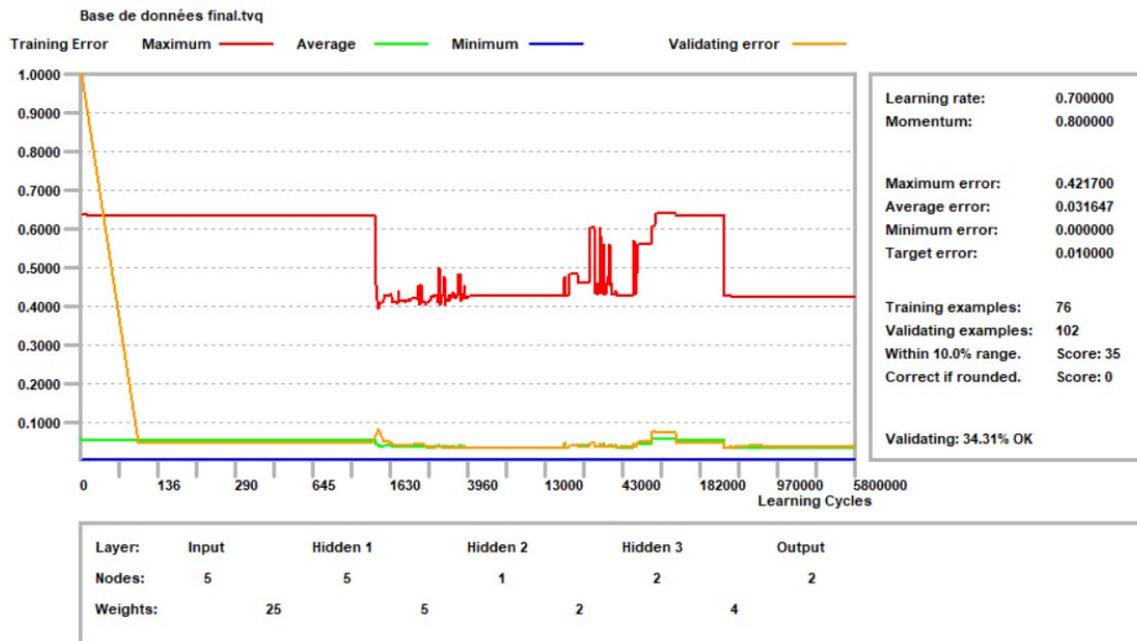


Figure 50: Courbe d'apprentissage de la première banque de données obtenue de la littérature. @Fahed Martini

Le score des données d'entraînement est si faible que les données de validation utilisées lors des requêtes n'a permis aucune prédiction fiable. Nous avons expérimenté avec un seul facteur de sortie et nous n'avons pas été en mesure d'avoir un meilleur score. Ce sont des résultats de neuf études différentes en utilisant différents méthodes et outils de simulation.

8.2 LA DEUXIEME BANQUE DE DONNEES OBTENUE PAR LE MODELE DE MAKONEN

Un extrait de la banque de données utilisée dans cette partie est présenté dans la Figure 51. On doit procéder à l'étape de réorganisation des données qui seront analysé par un réseau de neurone sous forme de sorties MIMO (entrées multiples - sorties multiples). À la Figure 51, les données sont présentées par des scénarios pour quatre angles d'attaque.

Vair	T	LWC	MVD	AoA = 0 degres				AoA = 5 degres				AoA = 10 degres				AoA = 15 degres			
				CL	CD	CL%	CD%	CL	CD	CL%	CD%	CL	CD	CL%	CD%	CL	CD	CL%	CD%
10	-7,5	0,2	25	0,35	0,0123	-0,22	101%	0,76	0,0192	-0,23	76%	1,01	0,0454	-0,25	69%	1,03	0,1217	-0,29	783%
20	-10	0,2	19	0,17	0,0259	-0,63	322%	0,36	0,0403	-0,63	270%	0,48	0,0954	-0,64	256%	0,49	0,2556	-0,66	2963%
15	-9	0,6	23	0,07	0,0629	-0,85	924%	0,15	0,0979	-0,85	799%	0,20	0,2317	-0,85	763%	0,20	0,6205	-0,86	8905%
13	-8	0,2	25	0,23	0,0186	-0,49	202%	0,51	0,0289	-0,49	166%	0,67	0,0684	-0,50	155%	0,68	0,1832	-0,53	1785%
8	-7	0,2	30	0,40	0,0110	-0,13	78%	0,86	0,0170	-0,13	57%	1,14	0,0404	-0,16	50%	1,16	0,1081	-0,20	562%
20	-6	0,2	18	0,18	0,0240	-0,60	291%	0,39	0,0374	-0,60	244%	0,52	0,0885	-0,62	230%	0,53	0,2371	-0,64	2662%
15	-5	0,6	23	0,07	0,0626	-0,85	920%	0,15	0,0975	-0,85	795%	0,20	0,2307	-0,85	760%	0,20	0,6179	-0,86	8863%
16	-5,6	0,7	20	0,06	0,0678	-0,86	1004%	0,14	0,1055	-0,86	869%	0,18	0,2497	-0,86	831%	0,19	0,6688	-0,87	9691%
9	-5,7	0,2	30	0,33	0,0131	-0,27	113%	0,72	0,0204	-0,27	87%	0,95	0,0482	-0,30	80%	0,97	0,1292	-0,33	906%
8	-5,8	0,2	30	0,40	0,0109	-0,13	78%	0,86	0,0170	-0,13	56%	1,14	0,0403	-0,16	50%	1,16	0,1079	-0,20	560%
8	-6,2	0,48	33	0,15	0,0293	-0,67	377%	0,32	0,0456	-0,67	319%	0,43	0,1079	-0,69	302%	0,43	0,2890	-0,70	3508%
12	-7,2	0,48	33	0,08	0,0521	-0,82	748%	0,18	0,0811	-0,82	645%	0,24	0,1919	-0,82	615%	0,24	0,5139	-0,83	7170%

Figure 51 Un extrait de la deuxième banque de données. @Fahed Martini

En utilisant cet exemple, nous avons préparé les données de la forme de ce tableau sous la forme du tableau de la Figure 52 qui correspond aux données transformées à un fichier texte lus par le programme JustNN.

Vair	T	LWC	MVD	AoA	CL%	CD%
10	-7,5	0,2	25	0	-0,22	101%
20	-10	0,2	19	0	-0,63	322%
15	-9	0,6	23	0	-0,85	924%
13	-8	0,2	25	0	-0,49	202%
8	-7	0,2	30	0	-0,13	78%
20	-6	0,2	18	0	-0,60	291%
15	-5	0,6	23	0	-0,85	920%
16	-5,6	0,7	20	0	-0,86	1004%
9	-5,7	0,2	30	0	-0,27	113%
8	-5,8	0,2	30	0	-0,13	78%
8	-6,2	0,48	33	0	-0,67	377%
12	-7,2	0,48	33	0	-0,82	748%
10	-7,5	0,2	25	5	-0,23	76%
20	-10	0,2	19	5	-0,63	270%
15	-9	0,6	23	5	-0,85	799%
13	-8	0,2	25	5	-0,49	166%
8	-7	0,2	30	5	-0,13	57%
20	-6	0,2	18	5	-0,60	244%
15	-5	0,6	23	5	-0,85	795%
16	-5,6	0,7	20	5	-0,86	869%
9	-5,7	0,2	30	5	-0,27	87%
8	-5,8	0,2	30	5	-0,13	56%
8	-6,2	0,48	33	5	-0,67	319%
12	-7,2	0,48	33	5	-0,82	645%

Figure 52 Style MEMO de la deuxième banque de données. @Fahed Martini

Cette représentation des données est nécessaire lors de l'utilisation d'un réseau de neurones, ce qui donnera 5 facteurs ou 5 variables indépendantes qui seront présentées à l'entrée du réseau (V, T, LWC, MVD, AOA) pour donner une fonction à deux variables dépendantes (%CL et %CD) comme présenté par la Figure 53. Nous avons également expérimenté avec 5 variables indépendantes et une variable dépendante pour le cas %C_l et ensuite pour le cas %C_d afin de comparer l'efficacité de la méthode.

	V	T	LWC	MVD	AOA	%CL	%CD
#63	10	-5	0.2200	20	0	1	55
#64	10	-10	0.2200	20	5	-1	37
#65	10	-9	0.2200	20	5	-1	37
#66	12	-8	0.2000	30	5	-52	187
#67	7	-7	0.3000	25	5	-6	45
#68	10	-5	0.2200	22	5	-15	61
#69	10	-8	0.2000	25	5	-23	77
#70	20	-10	0.2000	19	5	-63	272
#71	15	-9	0.6000	23	5	-85	804
#72	13	-8	0.2000	25	5	-49	167
#73	8	-7	0.2000	30	5	-13	57
#74	20	-6	0.2000	18	5	-61	245
#75	15	-5	0.6000	23	5	-85	800
#76	16	-6	0.7000	20	5	-86	874
#77	9	-6	0.2000	30	5	-28	88
#78	8	-6	0.2000	30	5	-13	57
#79	8	-6	0.4800	33	5	-68	321
#80	12	-7	0.4800	33	5	-82	649
#81	12	-8	0.1000	35	5	-17	63

Figure 53. Extrait des données traitées par l'outil JustNN. @Fahed Martini

On applique maintenant ce tableau à un réseau de neurones qui sera optimisé par l'application JustNN. Cette application choisit une configuration optimale du réseau de neurones qui permettra, selon les 5 facteurs, de construire une fonction qui permettra de prédire les valeurs de %C_l et %C_d. Un des principaux objectifs est de pouvoir prédire %C_l et %C_d en omettant les paramètres LWC et MVD. En effet, ces deux paramètres sont difficiles à obtenir dans la réalité et ils sont corrélés avec les conditions météorologiques par des corrélations empiriques complexes selon le type de précipitation et les conditions atmosphériques de givrage [35]. Pour l'instant, ces deux paramètres sont présents dans cette banque de données car nous sommes dans l'impossibilité d'obtenir des résultats sans ces deux facteurs.

L'application JustNN donne un réseau de 3 couches cachées [2, 1, 5] (de 2 neurones sur la couche 1, de 1 neurone sur la couche 2 et de 5 neurones sur la couche 3). L'entrée est constituée de 5 facteurs linéairement indépendants pour une sortie de 2 facteurs dépendants. La Figure 54 présente la configuration du réseau produit par l'application JustNN.

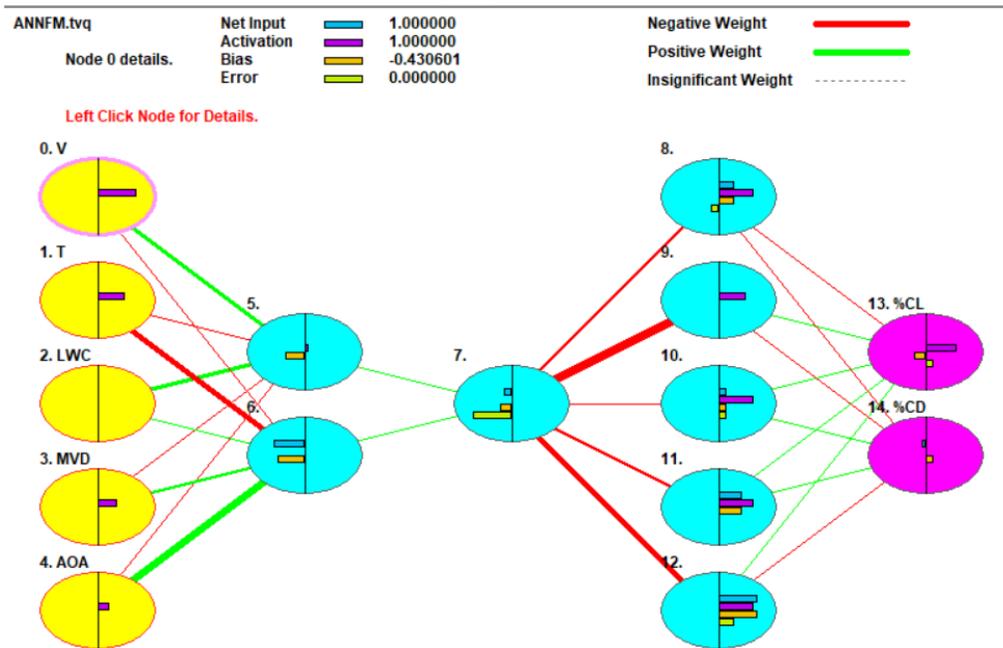


Figure 54: Configuration optimale du réseau de neurone donné par l'application JustNN.
@Fahed Martini

Une fois la configuration choisie, le réseau de neurones construit la fonction par un apprentissage supervisé selon un pourcentage des échantillons choisi de manière aléatoire (environ 33% des données valides seront entraînées par le réseau). Le réseau travaille ensuite sur les données de validation (environ 60%) de la base complète, le reste des données étant éliminé car trop en dehors de la fenêtre permise qui a été calculée par l'application.

La Figure 55 donne les informations concernant le nombre de cycle d'apprentissage qui a été nécessaire pour trouver la fonction d'ajustement. On remarquera que la courbe d'apprentissage atteint rapidement l'erreur attendue, soit plus petite que 0,01. Le score est de 113 pour une validation des données de 80.14 % à l'intérieur de 10%. Cette vitesse

d'apprentissage est dépendante du pourcentage de validation attendu lors de l'apprentissage de la banque de données. Si nous voulons une meilleure précision, lors d'une application en temps réel, il est important de trouver un compromis qui permettra de prédire avec une assez bonne précision l'accumulation de glace qui se formera sur les pâles. Il est très probable que l'alerte arrive trop tard et que l'accumulation de glace ne puisse être enlevée à temps pour remettre l'éolienne en opération optimale. Le temps d'apprentissage que l'on retrouve dans cet exemple est à l'échelle de la seconde pour un microcontrôleur fonctionnant à 150 Mhz.

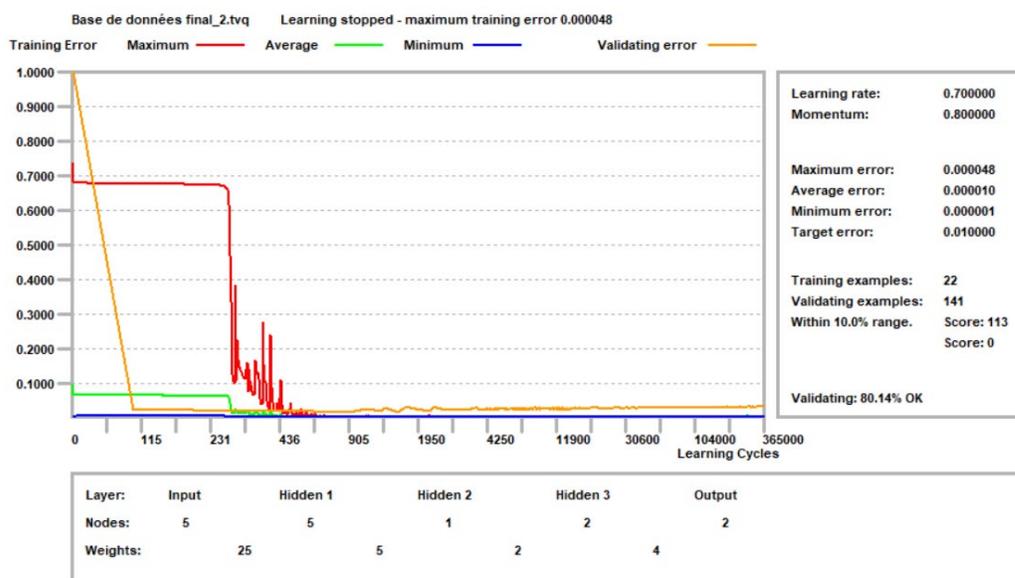


Figure 55: Courbe d'apprentissage du réseau de neurones. @Fahed Martini

On remarque également que l'on retrouve 22 lignes de données d'entraînement ainsi que 141 lignes de données de validation sur un total de 195 lignes de données. On se retrouve alors avec 32 lignes de données qui ont été éliminées des exemples de validation car les valeurs de l'un ou l'autre des facteurs sortaient de l'échelle permise par la configuration du contrôle.

La prédiction se situera donc à l'intérieur d'une fenêtre de 10%. Comme il a été dit plus haut, il est possible d'obtenir une fenêtre plus petite pour une prédiction proche de la

réalité mais il y aura un délai à prendre en considération qui risquera de dépasser le temps pris pour avertir le système de dégivrage lors de l'application en temps réel.

Une fois l'apprentissage terminé, on applique le reste de la banque de données afin de comparer les erreurs par rapport aux résultats obtenus. On applique des requêtes « Query » afin de vérifier les prédictions de la sévérité du givre en obtenant l'efficacité %C₁ et %C_d. La Figure 56 présente un exemple de requête « Query » qui correspond aux deux premières lignes du tableau.

	V	T	LWC	MVD	AOA	%CL	%CD
Query	15	-5	0.6000	23	0	-4	77
Query	6	-9	0.4400	25	0	-4	77
#0	10	-10	0.2200	20	0	0	56
#1	12	-8	0.2000	30	0	-52	227
#2	7	-7	0.3000	25	0	-6	65
#3	10	-5	0.2200	22	0	-15	83
#4	10	-8	0.2000	25	0	-23	102
#5	20	-10	0.2000	19	0	-63	324
#6	15	-9	0.6000	23	0	-85	929
#7	13	-8	0.2000	25	0	-49	204
#8	8	-7	0.2000	30	0	-13	79
#9	20	-6	0.2000	18	0	-60	293
#10	15	-5	0.6000	23	0	-85	925
#11	16	-6	0.7000	20	0	-86	1009
#12	9	-6	0.2000	30	0	-27	114
#13	8	-6	0.2000	30	0	-13	79
#14	8	-6	0.4800	33	0	-68	379
#15	12	-7	0.4800	33	0	-82	752
#16	12	-8	0.1000	35	0	-16	86
#17	9	-8	0.4000	18	0	-16	84
#18	19	-8	0.3000	18	0	-71	444
#19	11	-8	0.2200	25	0	-40	159
#20	6	-9	0.4400	25	0	-15	83
#21	5	-9	0.2600	40	0	-3	60

Figure 56. Requêtes de données traitées par l'outil JustNN. @Fahed Martini

La Figure 57 est fourni par l'outil JustNN afin de présenter l'importance relative des facteurs qui formeront le système MIMO de 5 facteurs indépendants à 2 sorties dépendantes. On remarque que le facteur MVD est de moindre importance s'expliquant par le fait que ce facteur se retrouve probablement dans le facteur LWC.

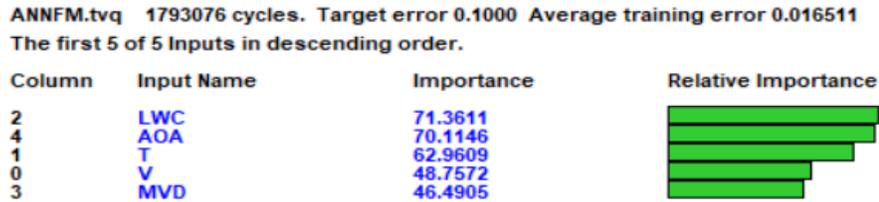


Figure 57. Importance relative des facteurs indépendants. @Fahed Martini

Afin d'améliorer l'apprentissage, il faut une énorme puissance de calcul. L'apprentissage profond permettrait certainement des résultats plus précis que ce que nous obtenons avec l'outil JustNN. De plus, les fonctions d'activation des neurones sont inconnues du réseau établi par l'outil JustNN. Si nous avons des fonctions d'activation Gaussienne, nous aurions une bien meilleure prédiction et un apprentissage plus rapide. Des essais sur 5 entrées et une sortie à la fois, soit pour $\%C_L$ et $\%C_D$ respectivement sont recommandés.

Finalement, pour vérifier si les 5 facteurs d'entrées sont linéairement indépendants, nous avons procédé à une analyse par composantes principales (PCA).

8.3 LA MÉTHODE PCA POUR IDENTIFIER LES PLUS FORTES CORRÉLATIONS.

On présente également une analyse avec la méthode PCA (L'analyse en composantes principales) pour vérifier la possibilité d'avoir des corrélations de chacun des facteurs portant sur la perte de la portance ($\%C_l$) et du gain dans la trainée ($\%C_d$). L'ACP (ou méthode PCA) est une technique d'analyse des données qui permet de réduire la dimension d'une base de données, i.e. d'éliminer des facteurs qui amèneraient de la redondance permettant d'améliorer la qualité des modèles tout en facilitant leur calcul.

On présente à la Figure 58 un extrait de la deuxième banque de données sous forme texte que nous avons importé dans Matlab sous la forme d'un fichier mat.

V	T	LWC	MVD	AOA	%CL	%CD
10,00	-10,00	0,22	20	0	0	56
12,00	-8,00	0,20	30	0	-52	227
7,00	-7,00	0,30	25	0	-6	65
10,00	-5,00	0,22	22	0	-15	83
10,00	-7,50	0,20	25	0	-23	102
20,00	-10,00	0,20	19	0	-63	324
15,00	-9,00	0,60	23	0	-85	929
13,00	-8,00	0,20	25	0	-49	204
8,00	-7,00	0,20	30	0	-13	79
20,00	-6,00	0,20	18	0	-60	293
15,00	-5,00	0,60	23	0	-85	925

Figure 58. Données de pertes de portance et de traînée extraites de la deuxième banque de données. @Fahed Martini

Nous avons utilisé le programme MATLAB suivant (voir Figure 59) pour identifier les corrélations les plus fortes selon les axes principaux. La commande « biplot » permet l’affichage des variables sous forme de vecteurs.

```
clear all; clc;
load ANNFM.mat;
data=[ANNFM.V,ANNFM.T,ANNFM.LWC,ANNFM.MVD,ANNFM.AOA,ANNFM.CL,ANNFM.CD]
datain=[ANNFM.V,ANNFM.T,ANNFM.LWC,ANNFM.MVD,ANNFM.AOA]
dataout=[ANNFM.CL,ANNFM.CD]
% Analyse des données par méthode PCA
[coeff, score, latent, tsquared, explained] = pca(data,'Rows','pairwise');

vlabels = {'V','T','LWC','MVD','AOA','cl','cd'};
biplot(coeff(:,1:2),'scores',score(:,1:2),'varlabels',vlabels);
```

Figure 59. Programme permettant d’analyser les données par composantes principales. @Fahed Martini

La Figure 60 présente le résultat de l’application de la méthode PCA aux données du tableau de la Figure 58. On peut voir que %Cl et %Cd sont représentatif sur les axes de composantes principales, ce qui veut dire que %Cd est prépondérant sur l’axe horizontal et %Cl est prépondérant sur l’axe vertical. L’ensemble des données représentées par des points donne le score par rapport aux axes principaux. On peut voir que les données ont un score très faible selon l’axe verticale et un score qui se situe en majorité vers la partie droite positive du graphique selon l’abscisse.

De manière générale, le graphique des corrélations n'est pas fait pour interpréter les corrélations entre les variables initiales. Il est fait pour interpréter les axes d'inertie principaux. L'axe des abscisses représente le premier axe d'inertie F1 et l'axe des ordonnées représente F2. Ce graphique sert à étudier les liaisons entre les variables. On cherche donc à savoir s'il y a des groupes de variables qui seront fortement corrélées entre elles (deux à deux). Si de tels groupes existent, alors toutes les variables d'un groupe donné seront « synthétisables » ou remplacées par une variable synthétique, ce qui donne une possibilité de pouvoir réduire la dimension des données.

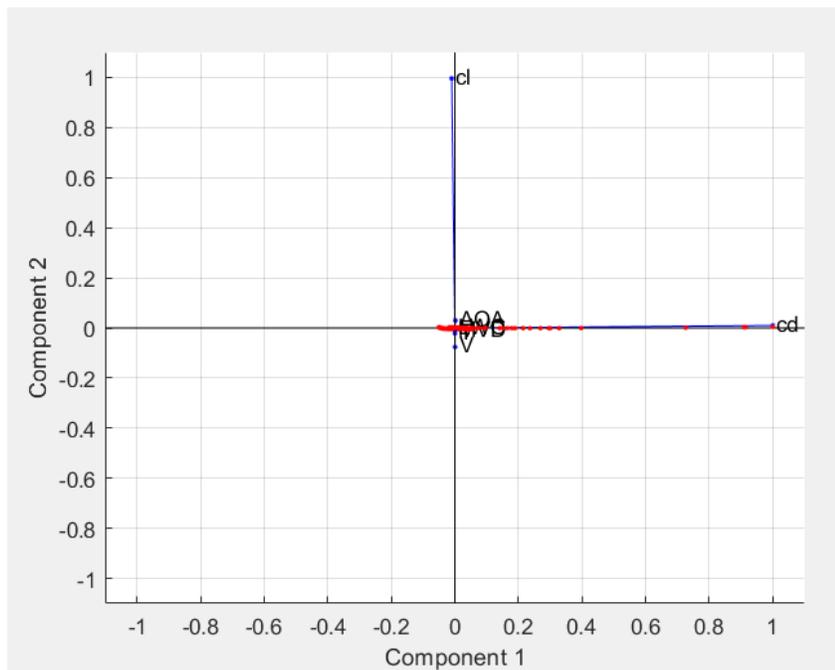


Figure 60. Plan de corrélation des variables avec les axes principaux. @Fahed Martini

Si on effectue un agrandissement du graphique, on observe que toutes les variables sont dans le quadrant 4. Selon le premier axe principal, soit l'axe horizontal, les facteurs V, T, LWC et MVD ont peu d'influence sur le gain dans la traînée %Cd tandis qu'ils ont une influence négative faible sur les pertes dans la portance %Cl. Les données T, LWC et MVD sont pratiquement corrélés et pourrait être remplacé par une variable synthétique. Cela

démontre que les variables AOA et V sont celles qui ont le plus d'influence sur les pertes %Cl et le gain %Cd. La Figure 61 est un zoom du plan de corrélation des variables de la Figure 60 afin de montrer la faible importance des autres facteurs sauf pour %Cd qui est en corrélation positive avec AOA.

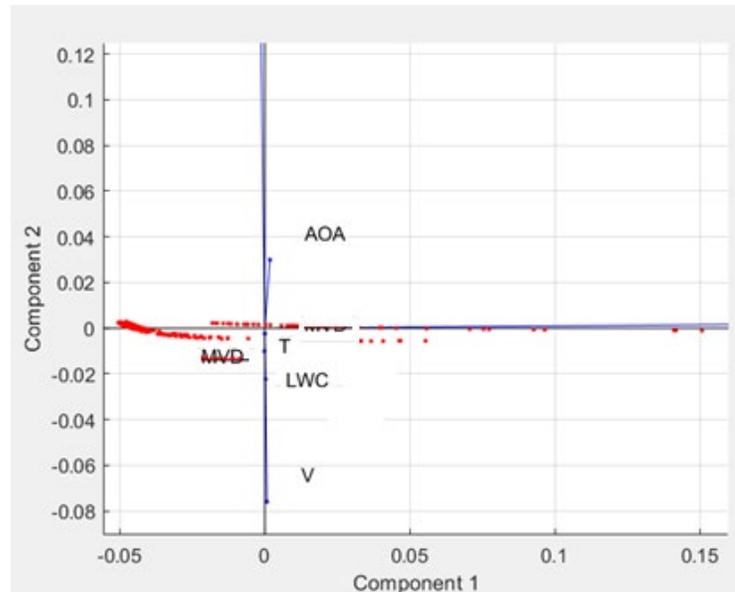


Figure 61. Partie agrandis du graphique du plan de corrélation des variables. @Fahed Martini

La Figure 62 et la Figure 63 montrent l'importance de l'angle d'attaque sur les pertes dans la portance.

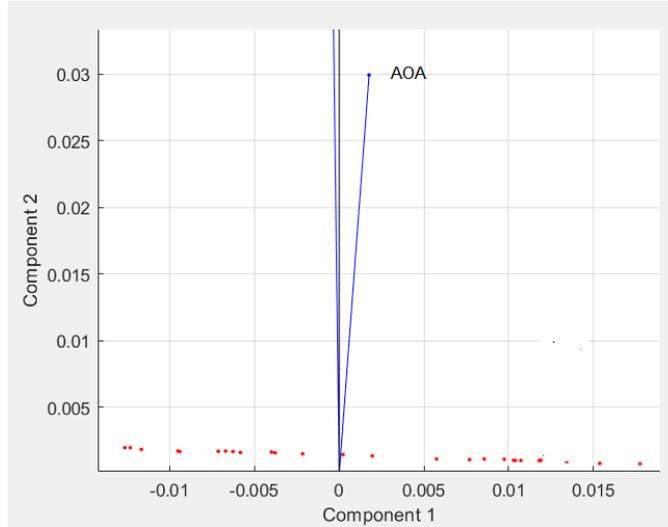


Figure 62. Importance de AOA sur les pertes dans la portance.

Cl	99.9642
Cd	0.0307
AOA	0.0018
MVD	0.0017
LWC	0.0010
T	0.0006
V	0.0000

Figure 63. Importance relative des corrélations en fonction de %Cl. @Fahed Martini

8.4 CONCLUSION

La banque de donnée créée dans le chapitre 7 et analysé par le RNA et la méthode PCA été très utile pour pouvoir corréler les paramètres météorologiques avec les pertes aérodynamiques résultantes, ainsi que pour évaluer les liens entre ces paramètres eux-mêmes.

Comme l'indique la Figure 61, les facteurs dominants sur les pertes aérodynamiques sont l'angle d'attaque AOA et la vitesse du vent V ce qui conforme à la littérature vue que la vitesse relative qui représente implicitement ces deux variables a été reconnue comme facteur dominant dans plusieurs études de simulation de givrage. Les paramètres T, LWC et MVD ont relativement peu d'influence sur les pertes puisque notre analyse se limite au régime sec

d'accrétion. Cependant, l'effet de la température de l'air ambiant T est faible tant que l'on reste dans le même régime d'accrétion, sinon, son effet devient déterminant. Conformément à la littérature, ces derniers paramètres (T , LWC et MVD) sont pratiquement corrélés et pourraient être remplacés par une variable synthétique. La *distribution de Langmuir* est un bon exemple de cette corrélation, ainsi que la *limite de Ludlam* qui représente la teneur en eau liquide critique LWC_{cr} qui détermine le type du régime d'accrétion en fonction de T , V et MVD [58].

La dernière analyse montre qu'avec le réseau de neurones, il y a une possibilité de pouvoir réduire le nombre de paramètres nécessaires pour prédire les pertes aérodynamiques dues au givrage.

CONCLUSION GENERALE

Dans cette recherche, une méthodologie pour prédire les pertes aérodynamiques dues au givrage est présentée afin de pouvoir évaluer la sévérité du givre en temps réel et d'optimiser le fonctionnement des systèmes de protection contre le givre; ce qui permettra d'améliorer l'efficacité énergétique des éoliennes en conditions givrantes. Les différents thèmes abordés dans cette recherche peuvent se résumer en un seul objectif : estimation rapide (sans simulation) des pertes aérodynamiques des profils givrés pour tout scénario de conditions météorologiques et opérationnelles de l'éolienne.

Pour atteindre cet objectif, deux banques de données ont été construites sur le profil NACA 64-618 pour entraîner séparément deux réseaux de neurones artificiels afin de prédire les caractéristiques aérodynamiques du profil givré. La première banque de données a été alimentée par les résultats de neuf études de simulation CFD trouvées dans la littérature sur le même profil, tandis que la deuxième banque de données a été alimentée par les résultats d'une méthode proposée pour calculer analytiquement les pertes aérodynamiques, vu que les simulations numériques pour de nombreux scénarios de givrage sont difficiles à réaliser. La méthode proposée est présentée au chapitre 7. Elle est basée sur des simulations CFD et un modèle empirique d'accrétion de glace sur un collecteur de référence (cylindre), soit le modèle de Makkonen décrit dans la norme ISO 12494. Les modèles et les outils choisis pour les simulations sont présentés dans les chapitres 2 et 3 et validés dans le chapitre 4. Un facteur de conversion (*k-factor*) entre la masse de glace accumulée sur le cylindre et celle sur le profil a été calculé et validé par des simulations numériques et présenté au chapitre 6.

Les deux banques de données ont permis d'effectuer des analyses paramétriques sur l'effet des paramètres considérés dans les simulations sur l'estimation des pertes aérodynamiques résultantes. Une analyse de sensibilité des paramètres affectant les simulations a été élaborée et présentée au chapitre 5. Les résultats ont montré la grande

sensibilité de certains paramètres comme l'importance de la prise en considération de la distribution de rugosité. Une étude de cas a été réalisée pour examiner la sensibilité de la température de l'air sur les pertes aérodynamiques résultantes. Conformément aux résultats de la littérature, les deux régimes d'accrétion de glace, sec et humide, se manifestent. Le verglas s'est formé pour des températures proches du point de congélation et l'effet sur les pertes aérodynamiques était plus important avec le régime humide.

Les simulations numériques ont été réalisées en utilisant ANSYS FENSAP-ICE. Deux modèles de turbulence ont été examinés, soit les modèles Spalart-Allmaras et $k-\omega$ SST. Les résultats ont montré que le modèle $k-\omega$ SST fonctionne mieux pour les écoulements avec de forts gradients de pression inverse, étant capable de décrire la génération de tourbillons spécifiques aux bords de fuite et d'attaque. Le modèle de turbulence Spalart-Allmaras a présenté des inconvénients dans des conditions de séparation de la couche limite avec des angles d'attaque élevés.

De même, deux approches de simulation disponibles dans ANSYS FENSAP-ICE ont été examinées, à savoir l'approche « Single-Shot » et l'approche « Multi-Shot ». L'utilisation de l'approche « Multi-Shot » présentait un grand avantage qui méritait d'y consacrer du temps de simulation. Elle a été choisie avec le modèle de rugosité « Beading model » pour chaque intervalle considéré dans les simulations. Les résultats ont été plus détaillés sur la forme du profil givré en utilisant cette approche. Toutefois, l'effet de la rugosité n'a pas été considéré comme paramètre d'entrée dans les deux banques de données vu que le modèle Shin et al., utilisé dans les simulations ne dépend dans sa formulation d'estimation que des paramètres déjà pris en compte dans l'analyse.

Les paramètres d'entrée des deux banques de données étaient, principalement, la vitesse du vent V en m/s , la température ambiante T en $^{\circ}C$, la teneur en eau liquide en kg/m^3 de l'air, le diamètre volumétrique médian des gouttelettes d'eau en μm , et l'angle d'attaque (l'incidence) du profil AOA ($^{\circ}$) par rapport à la vitesse relative. Ces paramètres, représentent les cinq facteurs d'entrée du réseau de neurones, tandis que les deux facteurs de

sortie étaient le pourcentage de variation des coefficients aérodynamiques $\%C_l$ et $\%C_d$ par rapport à leurs valeurs initiales du profil propre (non givré).

Les résultats de la première banque de données n'étaient pas aussi cohérents lorsqu'ils étaient testés par le réseau neuronal. Le score des données d'apprentissage était faible et les données de validation utilisées lors des requêtes ne permettaient aucune prédiction fiable. Les études consultées pour construire cette base de données utilisent différents solveurs et différentes approches de simulation.

L'analyse de la deuxième banque de données par l'analyse en composantes principales (PCA) a montré que les paramètres qui ont le plus d'influence sur les pertes aérodynamiques résultant sont la vitesse du vent V et l'angle d'attaque AOA. Ces deux paramètres sont implicitement intégrés dans la vitesse relative qui a été reconnue comme facteur dominant dans plusieurs études de simulation de givrage. Le diamètre volumétrique médian des gouttelettes d'eau MVD, la température de l'air ambiant T et la teneur en eau liquide LWC de l'air ont relativement peu d'influence sur les pertes puisque notre analyse se limite au régime sec d'accrétion. Cependant, l'effet de la température T est faible tant que l'on reste dans le même régime d'accrétion, sinon, son effet devient déterminant. Conformément à la littérature (tel que décrit par la distribution de Langmuir et la limite de Ludlam), ces trois derniers paramètres (T , LWC et MVD) sont déterminants pour le type de régime d'accrétion et ils sont pratiquement corrélés et pourraient être remplacés par une variable synthétique.

La dernière analyse montre qu'avec le réseau de neurones, il y a une possibilité de pouvoir réduire le nombre de paramètres nécessaires pour prédire les pertes aérodynamiques dues au givrage. Des études complémentaires seront importantes afin de confirmer la possibilité de se passer de certains paramètres non mesurables. L'élaboration de réseaux de neurones sur une sortie (la finesse aérodynamique) pour une grande gamme de scénarios avec des fonctions d'activation Gaussiennes pourrait améliorer l'apprentissage et avoir une bien meilleure prédiction.

La durée de l'accrétion considérée pour construire la deuxième banque de données était de 60 minutes. Les conditions météorologiques sont supposées constantes pendant toute la durée de l'événement tandis que les paramètres des conditions météorologiques et la vitesse du vent fluctuent dans le temps, ce qui impose également des limitations à considérer dans les études futures.

En raison du coût de calcul élevé et des difficultés à générer la courbe de puissance via une simulation à grande échelle pour une éolienne en rotation pour plusieurs scénarios de givrage, les effets de la variation des paramètres sur la dégradation de la courbe de puissance ne sont pas discutés. Par conséquent, cela vaut la peine d'être discuté dans le cas d'une possibilité de réaliser des simulations d'une éolienne à grande échelle avec un outil de simulation avancé et des ressources informatiques puissantes.

L'adaptation de l'opération des éoliennes aux conditions givrantes en optimisant leur mode de fonctionnement représente une priorité élevée pour augmenter l'efficacité de la production d'énergie éolienne dans les climats nordiques. Compte tenu des inconvénients des systèmes de détection de givrage existants et compte tenu de la nécessité d'optimiser le fonctionnement des systèmes de protection contre le givrage (SPCG), le développement d'un système intelligent capable de détecter la sévérité du givre à partir de données météorologiques est essentiel pour optimiser le fonctionnement des éoliennes dans des conditions givrantes. Cela nécessite d'établir des corrélations entre les paramètres météorologiques et opérationnels des éoliennes et les pertes de puissance dues au givrage. Ces corrélations de type « cause-effet » doivent être simplistes pour pouvoir associer, directement, le niveau de pertes de production ou la dégradation des performances des éoliennes à un nombre limité des paramètres. Cette dernière partie pourrait être l'objet d'une étude complémentaire au présent projet. Ce système permettra à long terme d' :

- Évaluer les pertes de production énergétique d'un parc éolien dues au givrage.
- Évaluer et adapter des techniques de protection contre le givre (dégivrage ou antigivrage) appliquées aux pales d'éoliennes.

- Assurer une longue disponibilité technique et opérationnelle des éoliennes en conditions de givrage.
- Assurer une surveillance et suivi de performances des éoliennes en temps réel.
- Assurer un coût de production et d'opération optimal.
- Doter les opérateurs d'un outil d'aide à la décision qui leur permette de décider le mode opératoire le plus convenable en fonction des contraintes météorologiques et opérationnelles (conditions givrantes). Cet outil permettra, alors, aux éoliennes : (1) soit de continuer de produire de l'énergie au niveau maximal admissible dans des conditions de givrage, (2) soit d'arrêter préventivement pour redémarrer ensuite au moment opportun quand le grand risque de la glace accumulé est éliminé, (3) et soit de déterminer les paramètres idéals pour démarrer un système de protection contre le givre (puissance nécessaire, cycle de chauffage, sections à chauffer, ...).

D'autres recommandations à considérer dans les prochaines études :

- Validation avec le profil S809 qui a été largement utilisé - turbine NREL Phase VI (disponibilité de données expérimentaux).
- Évaluation à 85% de l'envergure de la pale. Cette section est représentative de l'accrétion moyenne.
- Simulation Quasi-3D (ou 3D si possible) avec le modèle ISO 12494 et construire une banque de données pour la perte de puissance et de production. Application par réseau de neurone pour la prédiction de pertes de puissance.
- Étudier la possibilité de réduire le nombre de paramètres pour pouvoir se passer des MVD et LWC en utilisant le réseau de neurone, l'analyse adimensionnelle, ou les techniques de ROM « Reduced Order Model ».

- Lorsque des corrélations empiriques complexes dans quelque type de précipitation montrent une relation quelconque entre T, V, LWC, MVD et les phénomènes climatiques provoquant le givrage, des études sur la possibilité de réduire le nombre de paramètres et neutraliser les paramètres LWC et MVD peuvent être prometteuses ,

La réalisation de ce projet contribuera à optimiser le fonctionnement et la performance des éoliennes en conditions givrantes afin d'améliorer l'efficacité énergétique des éoliennes dans les climats nordiques.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Natural Resources Canada. "Energy and Greenhouse Gas Emissions (GHGs)." <https://www.nrcan.gc.ca/science-data/data-analysis/energy-data-analysis/energy-facts/energy-and-greenhouse-gas-emissions-ghgs/20063#shr-pg0> (accessed 19 August 2021).
- [2] D. A. Francesco Castellan, *Wind Turbine Power Optimization Technology*. energies, 2020.
- [3] "bp Statistical Review of World Energy 2020." [Online]. Available: <https://www.bp.com/en/global/corporate/energy-economics/statistical-review-of-world-energy.html>.
- [4] "International Energy Agency " <https://www.iea.org/> (accessed 19 August 2021).
- [5] Y. Kumar *et al.*, "Wind energy: Trends and enabling technologies," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 53, pp. 209-224, 2016, doi: 10.1016/j.rser.2015.07.200.
- [6] IRENA, "Future of wind: Deployment, investment, technology, grid integration and socio-economic aspects (A Global Energy Transformation paper)," International Renewable Energy Agency, Abu Dhabi., 2019.
- [7] K. V. Rolv Erlend Bredesen, Norway, , "WIND ENERGY PROJECTS IN COLD CLIMATES," 2017, vol. IEA Wind TCP Recommended Practice 13 2nd Edition: Wind Energy in Cold Climates. [Online]. Available: www.ieawind.org on the Task 11 web pages
- [8] CANWEA. "Installed Capacity - Canadian Wind Energy Association." <https://canwea.ca/wind-energy/installed-capacity/> (accessed 19 August 2021).
- [9] "À propos de l'énergie renouvelable." Ressources naturelles Canada. <https://www.nrcan.gc.ca/energie/renouvelable-electricite/7296> (accessed 19 August 2021).
- [10] C. Mayer, A. Ilinca, G. Fortin, and J. Perron, "Wind tunnel study of the electro-thermal de-icing of wind turbine blades," in *The Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, 2007: International Society of Offshore and Polar Engineers.
- [11] L. Battisti, *Wind turbines in cold climates: Icing impacts and mitigation systems*. Springer, 2015.
- [12] V. Lehtomäki, "Wind energy in cold climates available technologies-report," in "Task 19,," Tech. rep., IEA 2018. [Online]. Available: <https://community.ieawind.org/HigherLogic/System/DownloadDocumentFile.ashx?DocumentFileKey=6697b7bd-b175-12b0-ecbf-2558c35d309b&forceDialog=0>

- [13] O. Parent and A. Ilinca, "Anti-icing and de-icing techniques for wind turbines: Critical review," *Cold Regions Science and Technology*, vol. 65, no. 1, pp. 88-96, 2011, doi: 10.1016/j.coldregions.2010.01.005.
- [14] G. Fortin, *Simulation de l'accrétion de glace sur un obstacle bidimensionnel par la méthode des bissectrices et par la modélisation des ruisselets et des gouttes de surface*. Université du Québec à Chicoutimi, 2003.
- [15] G. Fortin and J. Perron, "Wind turbine icing and de-icing," in *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, 2009, p. 274.
- [16] S. C. Pryor and R. J. Barthelmie, "Climate change impacts on wind energy: A review," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 14, no. 1, pp. 430-437, 2010/01/01/ 2010, doi: <https://doi.org/10.1016/j.rser.2009.07.028>.
- [17] B. Tammelin *et al.*, "Wind energy production in cold climate (WECCO)," 2000.
- [18] C. O. Fakorede, "Modélisation du transfert thermique et du transfert de masse lors du processus d'accrétion de glace et de dégivrage des pales d'éoliennes," Université du Québec à Chicoutimi, 2018.
- [19] O. Fakorede, Z. Feger, H. Ibrahim, A. Ilinca, J. Perron, and C. Masson, "Ice protection systems for wind turbines in cold climate: characteristics, comparisons and analysis," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 65, pp. 662-675, 2016, doi: 10.1016/j.rser.2016.06.080.
- [20] V. Turkia, S. Huttunen, and T. Wallenius, "Method for estimating wind turbine production losses due to icing," 2013.
- [21] L. Makkonen and G. Poots, "Models for the growth of rime, glaze, icicles and wet snow on structures," *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 358, no. 1776, pp. 2913-2939, 2000, doi: 10.1098/rsta.2000.0690.
- [22] G. M. Ibrahim, K. Pope, and Y. S. Muzychka, "Effects of blade design on ice accretion for horizontal axis wind turbines," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 173, pp. 39-52, 2018, doi: 10.1016/j.jweia.2017.11.024.
- [23] M. C. Homola, T. Wallenius, L. Makkonen, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "The relationship between chord length and rime icing on wind turbines," *Wind Energy*, vol. 13, no. 7, pp. 627-632, 2010.
- [24] S. Barber, Y. Wang, S. Jafari, N. Chokani, and R. Abhari, "The effect of icing on wind turbine performance and aerodynamics," in *Proc. European Wind Energy Conf*, 2010.
- [25] T. Burton, N. Jenkins, D. Sharpe, and E. Bossanyi, *Wind energy handbook*. John Wiley & Sons, 2011.
- [26] P. Sokolov, J. Y. Jin, and M. S. Virk, "Accreted ice mass ratio(k-factor)for rotating wind turbine blade profile and circular cylinder," *Wind Energy*, vol. 22, no. 4, pp. 447-457, 2018, doi: 10.1002/we.2298.
- [27] E. P. Lozowski, J. Stallabrass, and P. Hearty, "The icing of an unheated, nonrotating cylinder. Part I: A simulation model," *J. Appl. Meteorol. Climatol.*, vol. 22, no. 12, pp. 2053-2062, 1983.

- [28] C. Arbez, M. Clément, C. Godreau, N. Swytink-Binnema, K. Tete, and M. Wadham-Gagnon, "Development and validation of an ice prediction model for wind farms," *Natural Resources Canada Tech. Rep.*, 2016.
- [29] Z. Wang and C. Zhu, "Numerical simulation for in-cloud icing of three-dimensional wind turbine blades," *Simulation*, vol. 94, no. 1, pp. 31-41, 2017, doi: 10.1177/0037549717712039.
- [30] G. Fortin, "Thermodynamique de la glace atmosphérique," Université du Québec à Chicoutimi, University Course, 2009.
- [31] C. Hochart, "Simulation numérique et expérimentale de l'écoulement d'air et de l'accrétion de glace autour d'une pale d'éolienne," Université du Québec à Rimouski, 2007.
- [32] B. L. Messenger, "Equilibrium temperature of an unheated icing surface as a function of air speed," *Journal of the aeronautical sciences*, vol. 20, no. 1, pp. 29-42, 1953.
- [33] M. Farzaneh, *Atmospheric icing of power networks*. Springer Science & Business Media, 2008.
- [34] K. V. Rolv Erlend Bredesen, Norway, "13. WIND ENERGY PROJECTS IN COLD CLIMATES," 2017, vol. 2. EDITION.
- [35] G. Fortin, J. Perron, and A. Ilinca, "Étude des événements de givrage à Murdochville: conclusions pour l'industrie éolienne."
- [36] R. Cattin and U. Heikkilä, "Evaluation of ice detection systems for wind turbines," *Meteotest, Bern*, 2016.
- [37] D. Bolduc *et al.*, "Field Measurement of Wind Turbine Icing," *IWAIS XV, St-John's*, 2013.
- [38] ISO12494., "Atmospheric icing of structures. Geneva, ISO. 56 p.," 2001
- [39] V. Lehtomäki, "Available Technologies report of Wind Energy in Cold Climates," in "IEA Wind Task 19 ", 2016.
- [40] M. C. Homola, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "Ice sensors for wind turbines," *Cold Regions Science and Technology*, vol. 46, no. 2, pp. 125-131, 2006, doi: 10.1016/j.coldregions.2006.06.005.
- [41] H. IBRAHIM, "Défis reliés à l'exploitation des éoliennes en climat nordique : Contraintes et Solutions," presented at the 4ème COLLOQUE DE L'INDUSTRIE ÉOLIENNE, GASPÉ, 2010.
- [42] R. O. S. Dierer¹, *, and R. Cattin¹, "Wind turbines in icing conditions: performance and prediction," *Advances in Science & Research*, 2011.
- [43] I. P. Mazin, A. V. Korolev, A. Heymsfield, G. A. Isaac, and S. G. Cober, "Thermodynamics of Icing Cylinder for Measurements of Liquid Water Content in Supercooled Clouds," *Journal of Atmospheric and Oceanic Technology*, vol. 18, no. 4, pp. 543-558, 2001/04/01 2001, doi: 10.1175/1520-0426(2001)018<0543:TOICFM>2.0.CO;2.
- [44] Y. Li, C. Sun, Y. Jiang, X. Yi, and Y. Zhang, "Effect of liquid water content on blade icing shape of horizontal axis wind turbine by numerical simulation," *Thermal Science*, vol. 23, no. 3 Part A, pp. 1637-1645, 2019, doi: 10.2298/tsci1806272341.

- [45] Y. Li *et al.*, "Icing distribution of rotating blade of horizontal axis wind turbine based on Quasi-3D numerical simulation," *Thermal Science*, vol. 22, no. Suppl. 2, pp. 681-691, 2018, doi: 10.2298/tsci1708210531.
- [46] I. Knop, S. Bansmer, K. Abdellaoui, M. Mahmoud, and A. Altmikus, *Industrial research into the design of wind turbines for icing conditions*. 2019.
- [47] M. Wadham-Gagnon, "<Ice Profile Classification - rev16.pdf>," presented at the WinterWind 2013, 2013. [Online]. Available: <http://www.winterwind.se/2013>.
- [48] E. Sagol, M. Reggio, and A. Ilinca, "Assessment of Two-Equation Turbulence Models and Validation of the Performance Characteristics of an Experimental Wind Turbine by CFD," *ISRN Mechanical Engineering*, vol. 2012, pp. 1-10, 2012, doi: 10.5402/2012/428671.
- [49] V. Lehtomäki, "IEA Wind Task 19, Key results from 2016 2018, Future plans 2019 2021," presented at the Winterwind Umeå, Sweden, February 5 6, 2019.
- [50] F. Martini, L. T. Contreras Montoya, and A. Ilinca, "Review of Wind Turbine Icing Modelling Approaches," *Energies*, vol. 14, no. 16, p. 5207, 2021. [Online]. Available: <https://www.mdpi.com/1996-1073/14/16/5207>.
- [51] F. Martini, L. Contreras, A. Ilinca, and A. Awada, "Review of Studies on the CFD-BEM Approach for Estimating Power Losses of Iced-Up Wind Turbines," *Int. J. Adv. Res.*, vol. 9, pp. 633-652, 2021.
- [52] F. Villalpando, "Simulation numérique de l'accrétion de glace sur une pale d'éolienne," École Polytechnique de Montréal, 2013.
- [53] G. Fortin, A. Ilinca, and J.-L. Laforte, "Modèle d'accrétion de glace sur un objet bidimensionnel fixe applicable aux pales d'éoliennes," *Vertigo-la revue électronique en sciences de l'environnement*, vol. 5, no. 1, 2004. [Online]. Available: Original photo: <https://journals.openedition.org/vertigo/docannexe/image/3941/img-8.png>.
- [54] E. Sagol, "Three Dimensional Numerical Prediction of Icing Related Power and Energy Losses on a Wind Turbine," École Polytechnique de Montréal, 2014.
- [55] M. Virk, U. Mughal, Q. Hu, and X. Jiang, "Multiphysics Based Numerical Study of Atmospheric Ice Accretion on a Full Scale Horizontal Axis Wind Turbine Blade," *The International Journal of Multiphysics*, vol. 10, no. 3, pp. 237-246, 2016.
- [56] L. Makkonen, T. Laakso, M. Marjaniemi, and K. J. Finstad, "Modelling and prevention of ice accretion on wind turbines," *Wind engineering*, vol. 25, no. 1, pp. 3-21, 2001.
- [57] V. Zinmickas, G. Gecevicius, and A. Markevicius, "A Literature Review of Wind Turbines Icing Problems," in *Proceedings of the CYSENI, International Conference on Energy Issues, Kaunas, Lithuania*, 2016, pp. 26-27.
- [58] G. Fortin, "Cours de la thermodynamique de la glace atmosphérique," UQAC, Program de Maitrise, 2009.
- [59] F. Martini, D. Ramdenee, H. Ibrahim, and A. Ilinca, "A multiphase CFX based approach into ice accretion modeling on a cylinder," in *2011 IEEE Electrical Power and Energy Conference*, 2011: IEEE, pp. 450-455.
- [60] J. Jonkman, S. Butterfield, W. Musial, and G. Scott, "Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development,"; National Renewable Energy Lab.

- (NREL), Golden, CO (United States), NREL/TP-500-38060; TRN: US200906%%69 United States 10.2172/947422 TRN: US200906%%69 NREL English, 2009. [Online]. Available: <https://www.osti.gov/servlets/purl/947422>
- [61] M. C. Homola, M. S. Virk, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "Performance losses due to ice accretion for a 5 MW wind turbine," *Wind Energy*, vol. 15, no. 3, pp. 379-389, 2012, doi: 10.1002/we.477.
- [62] M. Harrison, W. Batten, L. Myers, and A. Bahaj, "Comparison between CFD simulations and experiments for predicting the far wake of horizontal axis tidal turbines," *IET Renewable Power Generation*, vol. 4, no. 6, pp. 613-627, 2010.
- [63] B. Suatean, A. Colidiuc, and S. Galetuse, "CFD methods for wind turbines," in *AIP Conference Proceedings*, 2012, vol. 1493, no. 1: American Institute of Physics, pp. 998-1002.
- [64] F. Menter, "Zonal two equation kw turbulence models for aerodynamic flows," in *23rd fluid dynamics, plasmadynamics, and lasers conference*, 1993, p. 2906.
- [65] M. Etemaddar, M. O. L. Hansen, and T. Moan, "Wind turbine aerodynamic response under atmospheric icing conditions," *Wind Energy*, vol. 17, no. 2, pp. 241-265, 2014, doi: 10.1002/we.1573.
- [66] E. Lozowski, J. Stallabrass, and P. Hearty, "The icing of an unheated, nonrotating cylinder. Part II. Icing wind tunnel experiments," *J. Appl. Meteorol. Climatol.*, vol. 22, no. 12, pp. 2063-2074, 1983.
- [67] M. C. Homola, T. Wallenius, L. Makkonen, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "Turbine size and temperature dependence of icing on wind turbine blades," *Wind Engineering*, vol. 34, no. 6, pp. 615-627, 2010.
- [68] M. C. Homola, M. S. Virk, T. Wallenius, P. J. Nicklasson, and P. A. Sundsbø, "Effect of atmospheric temperature and droplet size variation on ice accretion of wind turbine blades," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 98, no. 12, pp. 724-729, 2010, doi: 10.1016/j.jweia.2010.06.007.
- [69] J. Shin, B. Berkowitz, H. Chen, and T. Cebeci, "Prediction of ice shapes and their effect on airfoil performance," presented at the 29th Aerospace Sciences Meeting, 1991.
- [70] A. Rohatgi. "WebPlotDigitizer." <https://automeris.io/WebPlotDigitizer> (accessed 19 August 2021).
- [71] J. F. Manwell, J. G. McGowan, and A. L. Rogers, *Wind energy explained: theory, design and application*. John Wiley & Sons, 2010.
- [72] S. Hildebrandt, "Modeling and evaluation of wind turbine operational strategies during icing events," Schulich School of Engineering, 2019.
- [73] W. Han, J. Kim, and B. Kim, "Study on correlation between wind turbine performance and ice accretion along a blade tip airfoil using CFD," *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, vol. 10, no. 2, 2018, doi: 10.1063/1.5012802.
- [74] D. Switchenko, W. Habashi, T. Reid, I. Ozcer, and G. Baruzzi, "FENSAP-ICE Simulation of Complex Wind Turbine Icing Events, and Comparison to Observed Performance Data," presented at the 32nd ASME Wind Energy Symposium, 2014.
- [75] "ANSYS FENSAP-ICE User Manual, R1," 2020.

- [76] J. Jonkman, S. Butterfield, W. Musial, and G. Scott, "Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development," National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States), 2009.
- [77] M. H. Foder, "ISO 12494" Atmospheric Icing of Structures" and How to Use It," in *The Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference*, 2001: International Society of Offshore and Polar Engineers.
- [78] P. Sokolov, J. Y. Jin, and M. S. Virk, "On the empirical k-factor in ice accretion on wind turbines: A numerical study," in *2017 2nd International Conference on Power and Renewable Energy (ICPRE)*, 2017: IEEE, pp. 417-421.
- [79] László E. Kollár and F. O. S. Santos, "Consideration of Icing in the Design of Wind Turbine Blade Sections," in *IWAIS 2019*, Reykjavik, 2019: Proceedings - Int. Workshop on Atmospheric Icing of Structures, p. 6. [Online]. Available: https://iwais2019.is/images/Papers/036_Paper_KollarLE_IWAIS2019.pdf. [Online]. Available: https://iwais2019.is/images/Papers/036_Paper_KollarLE_IWAIS2019.pdf
- [80] Q. Wang *et al.*, "Simulation and analysis of wind turbine ice accretion under yaw condition via an Improved Multi-Shot Icing Computational Model," *Renewable Energy*, vol. 162, pp. 1854-1873, 2020, doi: 10.1016/j.renene.2020.09.107.
- [81] F. Martini, D. Ramdenee, H. Ibrahim, and A. Ilinca, "A lagrangean interactive interface to evaluate ice accretion modeling on a cylinder-a test case for icing modeling on wind turbine airfoils," in *2011 IEEE Electrical Power and Energy Conference*, 2011: IEEE, pp. 456-461.
- [82] É. B. Lébatto, *Élaboration d'un modèle morphogénétique d'accrétion de glace en 3D sur un cylindre représentant un conducteur de ligne aérienne hors tension et étude comparative avec des résultats expérimentaux*. Université du Québec à Chicoutimi, 2008.
- [83] F. Martini, "Simulations de l'accumulation de glace sur un cylindre: cas test pour le givrage des éoliennes," Université du Québec à Rimouski, 2012.

